

O coeficiente de majoração dos esforços globais finais, γ_z : origem, evolução e tendências

José Márcilio Filgueiras Cruz ^{[1]*}, Lucas Cavalcanti Cruz ^[2], Jean Flávio da Silva Souza ^[3], Yussef Harun Tannuss ^{[4]*}

^[1] marciliofcruz@hotmail.com, ^[4] yussef.h.tannuss@gmail.com. Universidade Federal da Paraíba (UFPB), Brasil

^[2] lucasjop@gmail.com. Instituto Federal da Paraíba (IFPB), Brasil

^[3] jeanjp75@gmail.com. Universidade Estadual da Paraíba (UEPB), Brasil

* autor correspondente

Resumo

Hoje, mais que nunca, a engenharia tem respondido as necessidades do homem moderno e possibilitado a construção de edifícios cada vez mais altos com estruturas tão econômicas quanto possível. Estes edifícios são projetados, via de regra, com muita altura nominal e/ou com grande esbelteza geométrica, tornando-os sensíveis aos efeitos das ações horizontais e sua produção de efeitos de segunda ordem de magnitude relevante para a estabilidade e capacidade resistiva da estrutura. Este fato confere, por si só, continuada importância ao estudo da instabilidade global, que já conta com dois parâmetros oficiais: o parâmetro de instabilidade α e o coeficiente γ_z , desenvolvido no Brasil. O segundo deles, referido pela NBR 6118 de 2023 como Coeficiente Gama Z de avaliação da importância dos esforços de segunda ordem globais e a sua relação com o parâmetro alfa, numérica e conceitual, são os objetivos deste trabalho. Por esta razão, um levantamento detalhado da origem, da evolução e das tendências desse coeficiente é efetuado, destacando concordâncias e faltas de consenso, entre diversos autores e diferentes edições da NBR 6118, acerca de limites e hipóteses simplificadoras consideradas para o cálculo. Também é realizada, neste trabalho, uma reformulação das equações convencionais que relacionam α e γ_z , considerando não a redução global de 70% da rigidez, mas sim as reduções mais específicas preconizadas na norma atual. Isto é feito de modo que se possa compreender, de forma mais clara, as potencialidades e as suas limitações, criando condições de torná-lo mais confiável e mais simples de ser calculado.

Palavras-chave: análise estrutural; estabilidade de edifícios; gama z; instabilidade global; parâmetro alfa.

The γ_z coefficient of increase of the final global efforts: origin, evolution and tendencies

Abstract

Today, more than ever, engineering has responded to the needs of modern man and made it possible to build taller buildings with structures as economical as possible. These buildings are designed, as a rule, with a lot of nominal height and/or with great geometric slenderness, making them sensitive to the effects of horizontal actions and its production of second-order effects of relevant magnitude for the structure stability and resistive capability. This fact alone gives continued importance to studying of global instability, which already has two official parameters: the instability parameter α and the coefficient γ_z , developed in Brazil. The second of them, referred to by NBR 6118 of 2023 as the Gamma Z Coefficient of evaluation of the importance of global second order effects and its relationship with the parameter Alpha, numerical and conceptual, are the objectives of this work. For this reason, a detailed survey of the origin, evolution and trends of this coefficient is carried out, highlighting agreements and lack of consensus, between different authors and different editions of the NBR 6118, about limits and simplifying hypotheses considered for the calculation. In this work, a reformulation of the conventional equations that relate α and γ_z is also made, considering not the global reduction of 70% of the stiffness, but the more specific reductions recommended in the current standard codes. That is made so that one can understand, more clearly, the potentialities and their limitations, creating conditions to make it more reliable and simpler to calculate.

Keywords: buildings stability; gamma z; global instability; structural analysis; parameter alpha.

1 Introdução

O tema da instabilidade/estabilidade global dos edifícios tem importância contínua no desenvolvimento de projetos estruturais de edifícios. Essas edificações cada vez mais desafiam os conhecimentos dos engenheiros projetistas de estruturas, seja por sua altura nominal, por seus elevados índices de esbeltez geométrica ou pela baixa rigidez dos seus elementos estruturais, etc. (Wissman, 2009), conferindo-lhes grande sensibilidade aos efeitos decorrentes dos deslocamentos horizontais nelas verificados. Como decorrência dessa susceptibilidade presente nas estruturas modernas observa-se uma crescente preocupação associada aos problemas provenientes da instabilidade global, seja concernente aos efeitos de torção ou aos de flexão a serem considerados nas análises lineares ou sob a influência dos denominados, efeitos de segunda ordem. Considerável é a quantidade de trabalhos escritos acerca do estudo da estabilidade global de edifícios via coeficientes de cálculo, podendo-se citar Franco e Vasconcelos (1991), Carmo (1995), Pinto (1997), Moncayo (2011), entre outros a serem citados neste trabalho, entretanto não houve propostas recentes de alteração em seu modo de cálculo, limitações absolutas e interpretações. A metodologia de análise de instabilidade está se tratando do parâmetro alfa e coeficiente Gama Z, incluída na norma vigente NBR 6118:2023 e não sofreu grandes alterações desde a sua inclusão em edições anteriores. Nesse sentido, como afirmam Sobrinho Júnior *et al.* (2016; p. 12) sobre a presença dessas metodologias na NBR 6118, “[...] as recomendações sobre o tema materializam um esforço no sentido de dotar os engenheiros projetistas de estruturas de meios para melhor avaliar as condições de indeslocabilidade das estruturas sempre com vistas à obtenção de projetos seguros e econômicos”. Como também será visto no decorrer do trabalho, interpretações e limitações análogas às utilizadas no Brasil realizadas em normas estrangeiras, citando-se o ACI 318 (2014) e ACI 318 (2019), também não sofreram alterações recentes.

Posto que os momentos fletores de segunda ordem decorrem da ação do carregamento vertical sobre os braços de alavanca criados pelos deslocamentos horizontais, a análise da estabilidade global de estruturas tem como objetivo imediato classificá-los em deslocamentos consideráveis ou desprezíveis. Quando esses deslocamentos são consideráveis, os efeitos de segunda ordem também o são e a estrutura é dita de nós móveis, pois, caso contrário, ela é indeslocável, horizontalmente. A NBR 6118/2023 prescreve que se os efeitos de segunda ordem forem iguais ou inferiores a 10% dos de primeira ordem eles podem ser desconsiderados, pois o erro assim cometido não acrescenta risco à segurança da estrutura em análise.

Como a consideração desses efeitos torna o cálculo mais complexo e, em geral, conduz a estruturas mais caras, o engenheiro de estruturas procura evitá-los recorrendo à aplicação de parâmetros que permitam avaliar a importância desses efeitos de segunda ordem e calculá-los, a partir dos efeitos de primeira ordem. Os parâmetros (γ_z , FVA_t e o fator de amplificação $f_a(\lambda)$, dentre outros.) referidos como amplificadores, devem ser fácil e rapidamente calculados em que pese a sua formulação, em geral, envolver as características físicas e geométricas da estrutura da edificação em estudo. Desse modo, ao verificar a necessidade de se considerar os efeitos de segunda ordem numa estrutura, o engenheiro possa calculá-los ou redefinir a estrutura de contraventamento de modo que eles possam ser desprezados e a análise linear suficiente.

Neste trabalho é realizada uma revisão literária acerca da evolução do coeficiente γ_z no que diz respeito a sua metodologia de cálculo, valores limites para sua consideração, valores limites absolutos, bem como listar situações em que o cálculo de tal coeficiente é mais ou menos adequado. Tal revisão abarca não só trabalhos publicados, como também normas brasileiras e estrangeiras que versam acerca do cálculo estrutural de edifícios de concreto armado e sua estabilidade global. Por fim, apresentam-se relações matemáticas acerca do parâmetro alfa de instabilidade global e coeficiente Gama z através da readequação de dados coletados em Carmo (1995) para a norma 6118:2023 vigente.

2 Considerações históricas

Devido à grande quantidade de pilares nas estruturas dos edifícios e, conseqüentemente, aos pequenos vãos das vigas e às pequenas dimensões das bordas das lajes, ao pequeno valor do índice de esbeltez geométrico λ_{geo} (relação entre a altura total H e a menor das dimensões da projeção horizontal da edificação referida como B_y) e ainda a pouca altura total das edificações construídas até

algumas décadas passadas, não havia muita preocupação dos engenheiros de estruturas com a estabilidade global das edificações. Essa postura dos engenheiros brasileiros coincide com a ausência de recomendações sobre o problema da estabilidade global nas nossas normas.

Mais recentemente a utilização de computadores com um poder de processamento cada vez maior e eficientes programas computacionais para análise estrutural possibilitaram aos engenheiros projetarem edifícios mais altos, com elevados λ_{geo} . Tal parâmetro, idêntico ao parâmetro $\beta_{x,y}$ (sendo este último relativo à direção considerada), infere que um edifício possui alta esbelteza quando maior que 6 (Borges *et al.*, 2009). As estruturas dessas edificações passaram a ser definidas com poucos e espaçados pilares e vigas com grandes vãos, todos com seção transversal reduzida, fato que se tornou possível graças ao aumento da resistência a compressão do concreto, da resistência axial do aço e das novas técnicas construtivas.

A NBR 6118:2023 traz recomendações sobre o problema da estabilidade global bem como sobre a obrigatoriedade da consideração do efeito do vento, conforme o subitem 11.4.1.2, e do desaprumo da estrutura, conforme o subitem 11.3.3.4.1. Nessa mesma norma as considerações sobre a utilização do parâmetro de instabilidade global α estão no subitem 15.5.2 enquanto as relativas ao coeficiente γ_z , no subitem 15.5.3, sendo ambos recomendados para o estudo da estabilidade global. Neste contexto é oportuno citar a explicação:

O parâmetro γ_z , assim como o parâmetro de instabilidade global α , possibilita ao calculista avaliar a necessidade de se considerar os efeitos de 2ª ordem na análise global das estruturas. Além disso, ele quantifica a correção a ser feita, quando necessário, em cada um dos esforços calculados na análise de 1ª ordem, de modo que a Não-Linearidade Física (NLF) e a Não-Linearidade Geométrica (NLG) no comportamento estrutural e os efeitos delas decorrentes sejam razoavelmente computados (Cruz; Ferreira; Lucena, 2019; p. 134)

A terminologia “análise de 1ª ordem” diz respeito aos cálculos dos esforços e deformações relativos a um lançamento estrutural apenas a partir da relação de tal lançamento com seus carregamentos impostos sob a ótica da teoria da elasticidade. Ou seja, em uma análise de 1ª ordem não é considerado os momentos fletores decorrentes dos braços de alavanca gerados pelas deformações da estrutura, mas apenas aqueles relativos ao equilíbrio de forças da estrutura e seus carregamentos. O parâmetro γ_z foi introduzido em 1991 por Franco e Vasconcelos e representa, por definição, a relação entre dois momentos, de acordo com a Equação 1, obtidos para uma mesma seção na qual o numerador é calculado com a consideração da análise não-linear e o denominador, por meio de análise linear, sendo por isso mesmo chamado de coeficiente Gama Z.

$$\gamma_z = \frac{M_{Tot,d}}{M_{1^a,d}} \quad (1)$$

em que: $M_{Tot,d} = M_{1^a,d} + M_{2^a,d}$ é o momento total após os efeitos de 2ª ordem, e $M_{1^a,d}$ é o momento de 1º ordem. Desse modo:

$$\gamma_z = \frac{M_{1^a,d} + M_{2^a,d}}{M_{1^a,d}} = 1 + \frac{M_{2^a,d}}{M_{1^a,d}} \quad (2)$$

em que: $M_{2^a,d} = \Delta M_{1^a,d}$ corresponde à parcela acrescida ao momento de 1ª ordem cujo valor é dividido por $M_{1^a,d}$, como indicado na Equação 2.

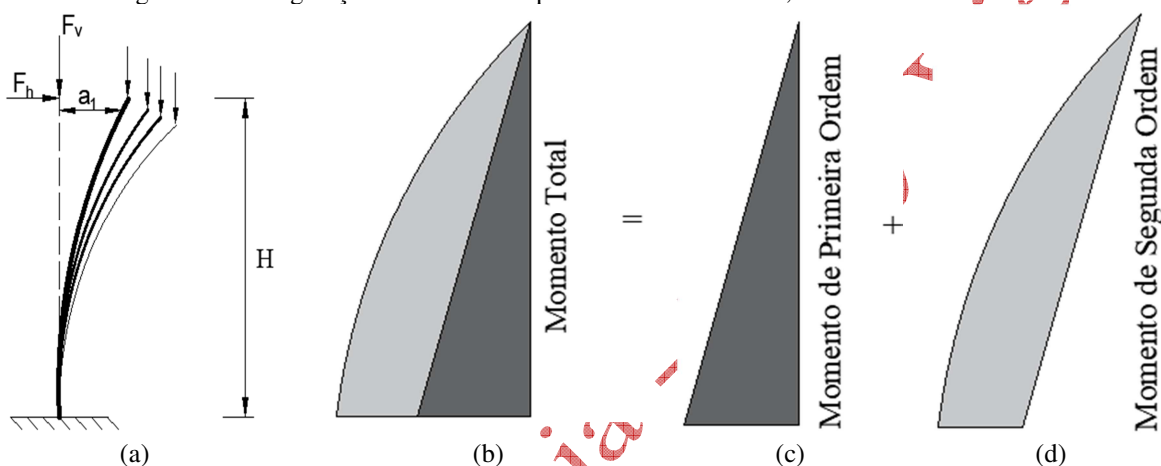
A hipótese principal considerada na sua formulação admite que as sucessivas configurações da linha elástica, provocadas pela ação de carregamento vertical na estrutura com os nós deslocados, se sucedem como uma progressão geométrica (PG) de razão q , sendo decrescente no caso das estruturas ditas convergentes. Ou seja, o alcance de uma configuração deformada estável é matematicamente inferido por uma progressão geométrica que resulta em um valor final, enquanto que progressões geométricas que crescem indefinidamente representam estruturas instáveis. (CEB, 1978). Embora essa hipótese seja reconhecidamente falsa, pois os valores de q não são iguais para todos os

pavimentos, nem mesmo constante em cada um deles, são convenientes mantê-las (Vasconcelos, 2006).

A partir de uma análise linear, o momento de primeira ordem, representado por M_1 , é calculado em relação à base da edificação, bem como os respectivos deslocamentos horizontais dos nós da estrutura, estabelecendo-se assim a primeira configuração da linha elástica. Nela, as cargas verticais passam a produzir os momentos de segunda ordem, $\Delta M_{1,1}$, e novos deslocamentos dos nós.

Esse processo se repete gerando acréscimos de momentos que vão diminuindo a cada nova iteração, até se tornarem insignificantes, como indicado na Figura 1a. O parâmetro $\Delta M_{1,1}$ representa a variação do momento de primeira ordem devido à primeira parcela de segunda ordem; o segundo índice igual a 1 indica que essa variação está associada à primeira configuração deformada da estrutura. Essa configuração é também referida como iteração 1.

Figura 1 – Configuração deformada do pilar e momentos totais, de 1ª e de 2ª ordens



Fonte: adaptado de CEB (1978, p. 68)

O momento final, representado pela Figura 1b e descrito pela expressão $M_{total} = M_1 + \sum_{i=1}^j \Delta M_{1,i}$ (j representa o número total de iterações consideradas até que a configuração de equilíbrio seja alcançada), é o resultado do somatório do momento de primeira ordem, parcela linear representada pela Figura 1c, com todas as parcelas de segunda ordem que atuam na estrutura, o $\Delta M_{1,i}$, representadas isoladamente pela Figura 1d.

$$M_{total} = M_1 + \Delta M_{1,1} + \Delta M_{1,2} \dots + \Delta M_{1,j} \quad (3a)$$

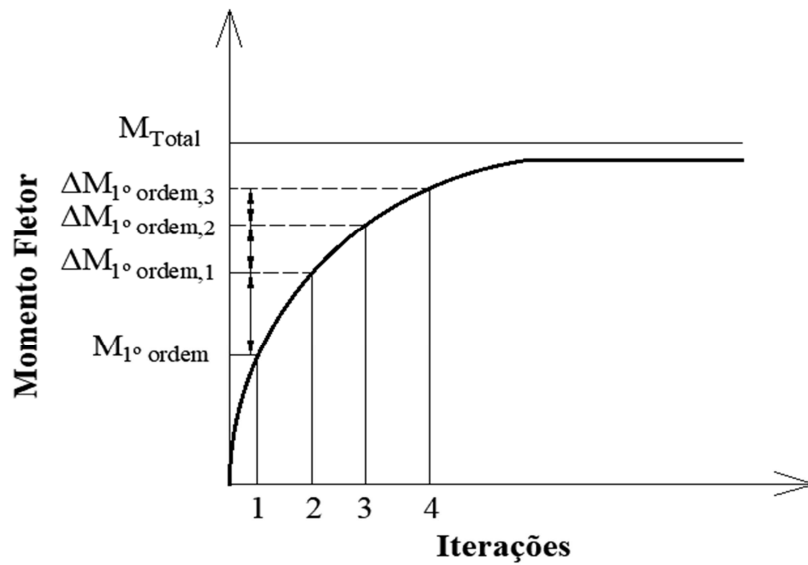
$$M_{total} = M_1 + \Delta M_1 \quad (3b)$$

A progressão geométrica decrescente que por hipótese é constituída por todas as parcelas do ΔM_1 (também representado por M_2), tem razão $q < 1$, pois $\Delta M_{1,i} > \Delta M_{1,i+1}$:

$$q = \frac{\Delta M_{1,1}}{M_1} = \frac{\Delta M_{1,2}}{\Delta M_{1,1}} \dots = \frac{\Delta M_{1,j}}{\Delta M_{1,j-1}} \quad (4)$$

Na Figura 2 vê-se a representação gráfica da evolução das parcelas de segunda ordem nas iterações sucessivas com a condição geral definida na Equação 4. Os momentos fletores presentes na figura são representativos para qualquer unidade de momento.

Figura 2 – O momento $M_{total} = M_1 + \Delta M_1$



Fonte: adaptado de CEB (1978, p. 66)

Substituindo adequadamente a Equação 4 na Equação 3a, obtém-se: $M_{total} = (q^0 + q^1 + q^2 + q^3 + \dots + q^j)M_1$. Tendendo j para infinito, tem-se que $M_{total} = (1/1 - q)M_1$, onde:

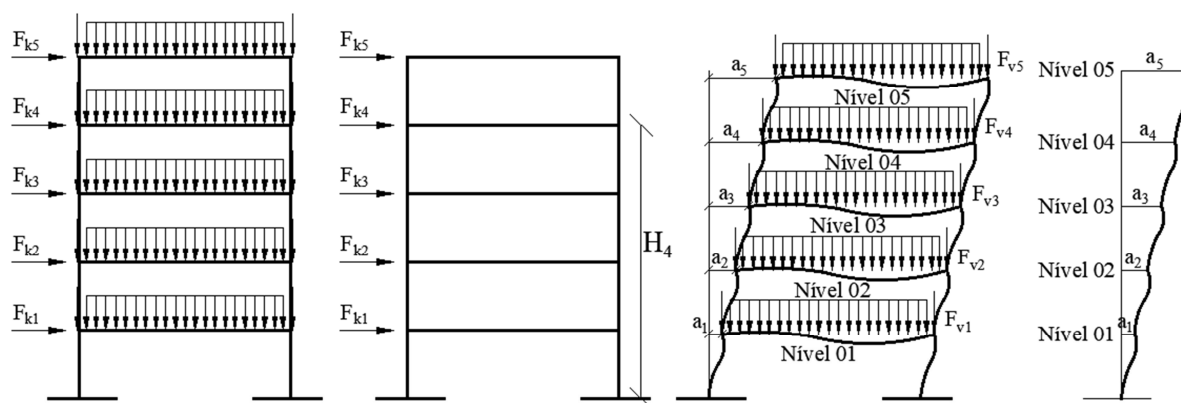
$$M_{total,d} = \frac{1}{1 - \frac{\Delta M_{1,1,d}}{M_{1,d}}} M_{1,d} \quad (5)$$

O parâmetro $\Delta M_{1,1,d} = \sum_1^n F_{v,d,i} a_i^{(1)}$ é o acréscimo de momento proveniente da primeira iteração ou seja o momento obtido na primeira análise de 2ª ordem ou ainda momento obtido com a estrutura na sua primeira posição ou configuração deformada; $\sum_1^n F_{v,d,i} a_i^{(1)}$ é o somatório dos produtos das cargas verticais de cálculo pelos deslocamentos horizontais em cada um dos pavimentos da edificação, $a_i^{(1)}$, e $M_{1,d} = \sum_1^n F_{h,d,i} H_i$, em que $M_{1,d}$ representa o momento da análise de 1ª ordem e $\sum_1^n F_{h,d,i} H_i$ é o somatório do produto das forças horizontais de cálculo atuando em cada nó da estrutura pela altura do ponto de aplicação de cada uma dessas forças horizontais. Sendo, por definição, $M_{total,d} = \gamma_z M_{1,d}$, conclui-se a partir da Equação 5 que:

$$\gamma_z = \frac{1}{1 - \frac{\Delta M_{1,1,d}}{M_{1,d}}} \quad (6)$$

A Figura 3 indica esquemas para o cálculo do coeficiente γ_z de acordo com a NBR 6118, em vigor.

Figura 3 – Esquema para o cálculo do $M_{1,tot,d}$ e do $\Delta M_{tot,d}$



Fonte: adaptado de Cruz, Ferreira e Lucena (2019)

O coeficiente γ_z passou a ser recomendado pelo CEB-90, através das contribuições de Franco e Vasconcelos (1991), com a definição dada pela Equação 6, e pela NBR 6118 a partir do ano de 2003 com a notação dada pela Equação 7, onde é referido como coeficiente de avaliação da importância dos esforços de 2ª ordem globais ou coeficiente de majoração dos esforços globais.

$$\gamma_z = \frac{1}{1 - \frac{\Delta M_{tot,d}}{M_{1,tot,d}}} \quad (7)$$

O parâmetro $\Delta M_{tot,d}$ é a soma dos produtos de todas as forças verticais atuantes, na combinação considerada com $\gamma_f = 1$, pelos deslocamentos horizontais de seus respectivos pontos de aplicação, oriundos da aplicação das forças horizontais de cálculo obtidos da análise de 1ª ordem. O parâmetro $M_{1,tot,d}$ é a soma dos momentos de todas as forças horizontais da combinação considerada, com seus valores de cálculo, em relação à base da estrutura. No subitem 15.5.3 da NBR 6118:2023 lê-se o seguinte sobre o γ_z :

[...] é válido para estruturas reticuladas de no mínimo quatro andares. Ele pode ser determinado a partir dos resultados de uma análise linear de primeira ordem, para cada caso de carregamento, adotando-se os valores de rigidez dados em 15.7.3 [...].

3 Evolução

O texto provisório NBR 6118:1994, citado em Carmo (1995) passou a recomendar sua utilização cujo cálculo deveria ser feito através da Equação 7. Poucos anos depois os especialistas sugeriram mais uma mudança no cálculo do Gama Z, que passou a ser recomendado no texto provisório da chamada NBR 6118:2000 com a equação:

$$\gamma_z = \frac{1}{1 - \frac{\Delta M_{tot,d}}{M_{1,tot,d}} \cdot \frac{a_h + a_v}{a_h}} \quad (8)$$

em que $\Delta M_{tot,d}$ e o $M_{1,tot,d}$ continuavam a ser calculados como antes. Assim: a_h é o deslocamento horizontal no nível do centro de gravidade das cargas verticais da estrutura, decorrente somente das ações horizontais; a_v é o deslocamento horizontal no nível do centro de gravidade das cargas verticais da estrutura, decorrente somente das ações verticais (Oliveira, 2002). Porém os valores finais dos esforços poderiam ser obtidos pela multiplicação dos momentos, cortantes e normais de primeira ordem por $0,95\gamma_z$, desde que $\gamma_z \leq 1,20$.

Observa-se que nessas condições, o Gama Z deixou de ser um coeficiente majorador das ações horizontais e passou a ser um coeficiente majorador dos momentos de primeira ordem. Ou seja é, de

amplificador das ações para estimativa dos efeitos de segunda ordem ele passou a ser um amplificador dos esforços (Oliveira, 2007).

Em 2001, no novo texto provisório da NBR 6118, que ficou conhecido como a NBR 6118:2001, outra equação para o cálculo do coeficiente γ_z foi apresentada. A expressão para o seu cálculo voltou a ser como a da Equação 7, com mudança apenas na maneira de obtenção do $\Delta M_{tot,d}$, que passou a ser calculado como o produto das cargas verticais de cálculo pelos deslocamentos horizontais dos seus pontos de aplicação, deslocamentos estes provocados pelo carregamento vertical e horizontal da combinação utilizada com seus valores de cálculo (Oliveira, 2002).

A norma vigente, a NBR 6118:2023, adota a mesma expressão que o texto provisório NBR 6118:1994 para o cálculo do coeficiente Gama Z, como também a utilização de $0,95\gamma_z$ como amplificador das ações horizontais atuantes sobre a estrutura. Quando os esforços horizontais são majorados dessa maneira, a análise linear de primeira ordem já comporta a não linearidade física e geométrica da estrutura, ou seja, realiza-se, também, uma análise de segunda ordem.

É importante observar que a formulação apresentada para a avaliação do coeficiente gama Z leva em conta apenas os efeitos da NLG. A consideração da NLF no cálculo desse coeficiente é realizada reduzindo a rigidez flexional dos elementos da estrutura, sendo essa a multiplicação do módulo de Young e a inércia (EI). Cada edição da NBR 6118 lançada a partir de 2003 recomenda os mesmos critérios para a redução da rigidez flexional da estrutura tal como indicado no subitem 15.7.3 da NBR 6118:2023. Esses critérios foram semelhantemente indicados por Silva (1995), citado em Oliveira (2007), e por Franco (1995), conforme Pinto (1997): pilares com $I = 0,8.I_g$; vigas com armadura nas duas faces e $I = 0,5.I_g$; vigas com armadura em uma face e $I = 0,4.I_g$; lajes com $I = 0,3.I_g$, em que I é a inércia reduzida e I_g a inércia da seção bruta. Porém, durante a vigência da NBR 6118:2003 e da NBR 6118:2007, permitia-se também o uso de um fator único de redução para a rigidez a flexão das vigas e pilares, $f_R = 0,7$.

O Eurocode (CEN, 2004), ao versar, no item H.1.2, sobre a rigidez flexional a ser considerada para os elementos de contraventamento, estabelece que no caso de haver fissuração tal rigidez deve equivaler a 40% da total (semelhantemente ao valor considerado na NBR 6118:2023 para vigas com armadura em uma face) e, caso não haja fissuração, 80% da total (semelhantemente ao valor considerado para pilares na mesma norma brasileira). A Norma ACI 318 (2019) no item 6.6.3.1.1, tratando acerca da análise de cargas laterais, estabelece os valores de rigidezes a serem considerados para cada elemento estrutural. De maneira não tão distinta da norma brasileira, é determinado aos pilares uma rigidez de $I = 0,7.I_g$, para as vigas uma inércia de $I = 0,35.I_g$ e para lajes uma inércia de $I = 0,25.I_g$. Assim como as antigas normas brasileiras supracitadas, tal norma americana também permite uma diminuição global de rigidez da estrutura, porém com um fator $f_R = 0,5$.

4 Condições de utilização e limites

O coeficiente Gama Z faz necessário, além de uma correta interpretação do fenômeno físico que está sendo quantificado, limites numéricos bem estabelecidos para determinar se tal coeficiente está apresentando valores excessivos ou admissíveis. Não obstante, a maneira como o coeficiente Gama Z será empregado está condicionada ao seu valor estar dentro de intervalos estabelecidos. A discussão na literatura acerca dessas duas importantes questões, os limites absolutos e condições de utilização para determinados intervalos, será apresentada nesta seção.

4.1 Condições de utilização do γ_z

Verifica-se em numerosos casos estudados e apresentados na literatura técnica pertinente que a utilização do coeficiente $\gamma_z \leq 1,30$ é um procedimento bastante confiável. Os resultados obtidos através da sua aplicação têm apresentados valores muito bons do ponto de vista prático. Esses, são tanto melhores à medida que sua utilização ocorre com as chamadas estruturas regulares ou bem comportadas, de acordo com Carmo (1995).

As estruturas regulares ou bem comportadas, neste contexto, são aquelas em que: a) não ocorre mudança de inércias entre pavimentos, ou existindo que não seja brusca; b) em que não ocorram casos de transição de pilares em vigas, mesmo que seja por rotação de 90° da seção transversal desses pilares; c) não ocorram deslocamentos horizontais devidos ao carregamento vertical; d) os efeitos de

torção são desprezíveis. Além disso, segundo Vasconcelos (2002) a utilização do γ_z deve ser evitada nos casos em que alguns pilares sobem para apoiar lajes de tamanho reduzido ou caixas d'água, bem como nos casos em que ocorram recalques não uniformes nas fundações.

4.2 Limites de utilização do γ_z

São três os limites, aqui, considerados para o coeficiente γ_z . O primeiro estabelece se os efeitos globais de 2ª ordem são ou não relevantes; o segundo indica o maior valor com o qual se pode utilizar o procedimento simplificado que simula os efeitos da NLFG nos resultados obtidos a partir de análises lineares e, o terceiro sugere uma definição para o valor máximo absoluto, o limite último para o coeficiente.

4.2.1 O coeficiente γ_z e a suficiência da análise linear

Admite-se, em conformidade com CEB-90 e com a NBR 6118:2023 que não haverá necessidade de se considerar os efeitos globais de 2ª ordem sempre que a condição da Equação 9 for atendida:

$$\gamma_z \leq \gamma_{z1} = 1,10 \quad (9)$$

Esse limite, $\gamma_{z1} = 1,10$, é, de certo modo, justificado pelo consenso entre os engenheiros projetistas em considerar desprezíveis erros não maiores que 10% no cálculo dos esforços e de outras grandezas envolvidas no projeto de estruturas usuais. Procedimento que também é confirmado por códigos europeus, a citar o Eurocode (CEN, 2004) que explicita no item H.1.2, a não consideração de efeitos de segunda ordem nesses casos. Com base no exposto é possível escrever a partir da Equações 6 e 9, que:

$$\gamma_z = \frac{M_{1,d} + \Delta M_{1,d}}{M_{1,d}} \leq \gamma_{z1} = 1,10 \quad (10)$$

sendo:

$$\Delta M_{1,d} \leq 0,10M_{1,d} \quad (11)$$

Da Equação 11, também conhecida como condição de imobilidade, conclui-se que a utilização do $\gamma_{z1} = 1,10$ como limite aceitável, $\gamma_z \leq \gamma_{z1}$, para se desprezar os efeitos de 2ª ordem (e a ANL) pois tal procedimento induz em geral a erros de até 10% no cálculo das solicitações e de outras grandezas envolvidos no projeto estrutural.

4.2.2 O valor do γ_z para o cálculo simplificado que considera os efeitos de 2ª ordem e o percentual do valor do γ_z a ser utilizado

O cálculo simplificado para obtenção dos efeitos de 2ª ordem através da majoração das ações horizontais da combinação estudada é recomendado pela NBR 6118 desde a versão de 2003 até a atual (2023). Esta norma define 1,30 como valor limite para esse procedimento do aqui chamado γ_{z2} , porém a definição desse valor vem suscitando uma boa discussão no meio técnico.

Outra discussão surge em relação ao percentual do valor do Gama Z a ser utilizado no chamado cálculo simplificado. Veiga (1995) e Oliveira e Silvana (2002), citados em Cruz, Ferreira e Lucena (2019), defendem a utilização de 100% do valor do coeficiente em estudo nas combinações de carregamento adotadas. Essa postura, conforme Carmo (1995) é também observada no texto provisório da NBR 6118:1994 apenas com a ressalva de que $\gamma_z \leq 1,20$. Utilizando um método mais rigoroso na consideração da NLG, Pinto (1997), concluiu que valores superiores a 1,20 devem ser evitados. Assim também concluiu Lima (2001), citado em Moncayo (2011), enquanto Pinto, Correia e Ramalho (2005) recomendam o valor 1,25 como valor máximo para o coeficiente Gama Z. Porém, a Norma 6118:2023 recomenda, conforme o seu item 15.7.2, que a aplicação do cálculo simplificação

dos efeitos de 2ª ordem seja aceitável nos casos em que $\gamma_z \leq 1,30$ ao qual se impõe uma redução de 5% do seu valor, utilizando, portanto, o valor $0,95\gamma_z$.

É importante observar que com o valor $\gamma_z = 1,10$, os efeitos de majoração seriam desprezados enquanto com $\gamma_z = 1,11$, não. Isso significa que com uma variação de 0,01 no valor do Gama Z haveria um acréscimo de 11% nos esforços internos, etc. Com a utilização de $0,95\gamma_z$ o acréscimo seria de apenas 5,4%. Nota-se, ainda, que ao ser utilizado $0,95\gamma_z$ com $\gamma_z = 1,30$ é como se o valor máximo adotado para este coeficiente fosse 1,23, cujo valor estaria entre os recomendados por Pinto (1997) e Pinto, Correia e Ramalho (2005) e a sua aplicação de acordo com as recomendações presentes no texto provisório da NBR 6118:1994. Assim, o 2º limite do coeficiente γ_z , é 1,30, logo, $\gamma_{z2} = 1,30$. Cabe ressaltar que não houveram tentativas recentes relevantes de redefinição desse limite, algo que é demonstrado pelo fato da Norma Brasileira mantê-lo intacto em suas três últimas edições.

4.2.3 O valor máximo absoluto do γ_z

Até o momento não se tem notícias de consenso sobre o valor limite último para o valor do γ_z que possibilite o dimensionamento de estruturas nas quais fique assegurada a estabilidade global, valores aceitáveis de vibrações e ressonâncias, assim como a limitação definida para a relação $a/H_{tot} = 1/1700$. Nessa subseção, apresenta-se uma sugestão para este valor, a partir da consideração do conceito de flambagem.

Devido às inúmeras simplificações consideradas para a determinação de um coeficiente amplificador de solicitações como este, seu valor deve ser menor ou igual a 1,55, é o que recomenda MacGregor (1993). Kimura (2007) afirma que valores acima de 1,50 indicam estruturas instáveis. Carmo (1995; p. 109) opina pelo valor $\gamma_z = 1,30$, enquanto que Vieira, Rodrigues Junior e Veloso (2017) afirmam que edifícios com valores do γ_z superiores a 1,30 possuem um grau de instabilidade elevado, e recomenda que 1,20 seja o valor máximo aceitável em projetos. Pode-se citar, também, que as edições ACI 318 (2014) e ACI 318 (2019) da norma americana mantiveram o valor máximo permitido para a razão entre momentos totais e de primeira ordem igual a 1,4 intacto nos seus itens 6.2.6 e 6.2.5.3, respectivamente, limite este que alude indiretamente ao conceito do coeficiente γ_z .

Estudos já realizados asseguram que para valores superiores a 1,30 a estrutura já se encontra excessivamente flexível, devendo ser analisada por outros métodos para que se evitem problemas causados por vibrações e ressonâncias. Os criadores do coeficiente γ_z Franco e Vasconcelos (1991), citados por Moncayo (2011), estabeleceram o limite de 1,20. Nesse sentido é importante observar que, de acordo com Pinto (1997), para valores de Gama Z acima de 1,20 as diferenças entre os valores das grandezas de interesse assim estimados e os calculados são maiores que 5%. Para valores do γ_z acima de 1,30 aparecem diferenças da ordem de 7% contra a segurança Andolfato *et al.* (2003) citado em Oliveira (2007).

Comparados os momentos nos pilares obtidas pelo processo P- Δ com os calculados com o γ_z os resultados encontrados apresentam-se muito próximos até valores de γ_z um pouco superiores a 1,30. É o que afirmam Freitas, Luchi e Ferreira (2016, p. 208): “os casos com $\gamma_z > 1,30$ caracterizam estruturas de nós móveis, sendo obrigatória a análise dos efeitos de segunda ordem através de métodos refinados, como o P – Δ ”. A NBR 6118:2023 define o valor 1,30 como o máximo valor deste coeficiente para o qual o procedimento simplificado pode ser adotado. Nessa referência, observa-se uma indicação implícita de que estruturas com γ_z maiores que 1,30 podem ser projetadas desde que outros métodos de análise sejam utilizados, descartando automaticamente o valor limite 1,20 sugerido por vários pesquisadores.

Tendo em vista a limitação do deslocamento horizontal máximo no topo da edificação, $a_{max} = H/1700_{max}$, sugere-se o valor $\gamma_z = 1,3$. Desse modo, considera-se como não recomendável o sistema estrutural de contraventamento dos edifícios usuais onde $\gamma_z > \gamma_{z3} = 1,34$, bem como a utilização de elementos estruturais de contraventamento (pilares-parede, pórticos, etc.) nos quais a parcela dos esforços internos solicitantes de cálculo, de 2ª ordem, seja superior a 34% dos valores dessas mesmas solicitações calculadas na 1ª ordem. Atualmente, a relação a_{max}/H é recomendada no item 13.3 da NBR 6118:2023 apenas para avaliação dos deslocamentos-limites. Esses deslocamentos são valores práticos utilizados para verificação em serviço do estado-limite de deformações excessivas da estrutura.

O fator da carga crítica é um avaliador da estabilidade global de edifícios que merece atenção especial neste trabalho. Ele utiliza na sua formulação a carga de Euler para definir o índice $\lambda \equiv P_{crit}/P$ que mede a distância do carregamento P da estrutura, para o seu carregamento crítico global, P_{crit} . Com esse índice, MacGregor e Haje (1977) propuseram um coeficiente de amplificação dos esforços de primeira ordem para estimar os esforços finais na estrutura, com a formulação $f_a(\lambda) \equiv \frac{\lambda}{\lambda-1}$, a qual possui como fatores determinantes:

- $f_a(\lambda) \leq 1,1$, para estruturas de nós fixos (somente análise de 1º ordem é suficiente);
- $1,1 < f_a(\lambda) \leq 1,3$, para estruturas de nós fixos (somente análise de 1ª ordem é suficiente);
- $f_a(\lambda) > 1,3$, indica aumento da probabilidade de colapso.

Esses limites também podem ser definidos em relação ao fator de carga crítica de flambagem:

- $\lambda \geq 11$: Estrutura de nós fixos (somente para esforços de 1ª ordem é suficiente);
- $4,33 \leq \lambda < 11$: Estrutura para nós móveis (obrigatório para nós de 2ª ordem);
- $\lambda < 4,33$: Aumento da probabilidade de colapso.

Oliveira *et al.* (2002), citado em Oliveira (2007), também apresenta uma classificação a partir do índice $\lambda \equiv P_{crit}/P$ que corrobora os limites apresentados por MacGregor e Haje.

4.3 O coeficiente γ_z versus parâmetro α

A existência de uma correlação entre os parâmetros de instabilidade α e γ_z é sugerida por vários estudiosos do assunto, donde se inclui dissertações, teses, monografias e artigos. Pode-se citar Paiva (2020) que expandiu e organizou as relações em tabelas e Silva (2020) em ábacos. Essa correlação é fundamentada no fato de que ambos os parâmetros serem formulados a partir da consideração do equilíbrio na configuração deformada da estrutura. Carmo (1995) correlacionou os parâmetros de instabilidade a partir de uma curva do 3º grau representada pela Equação 12. Já, de acordo com Corrêa e Ramalho (1995) citado por Moncayo (2011, p. 72), pode-se utilizar a Equação 13, através da qual o coeficiente γ_z é correlacionado, de modo aproximado, ao parâmetro de instabilidade α através de uma curva do 2º grau. Verifica-se que através de uma análise de regressão do segundo grau para os mesmos dados utilizados por Carmo (1995, p. 82), também se obtém a Equação 13.

$$\gamma_z = 0,46\alpha^3 - 0,62\alpha^2 + 0,52\alpha + 0,90 \quad (12)$$

$$\gamma_z = 0,50\alpha^2 - 0,33\alpha + 1,10 \quad (13)$$

Com $\alpha = 0,6$, obtém-se, na Equação 12, $\gamma_z = 1,088$ e na Equação 13, $\gamma_z = 1,082$, ou seja, valores próximos a 1,10. Os coeficientes de determinação R^2 em cada caso são muito bons, quase iguais a 1. Para o estabelecimento das relações entre o Alfa e o Gama Z (Equações 12 e 13) foi considerado $E_c \equiv 30.000MPa$ que corresponde a $f_{ck} = 17,2MPa$ (com a definição dada na NB-1/78 e NBR 6118:1980) e a redução da rigidez a flexão para o cálculo do coeficiente γ_z obtida com o fator de redução, $f_R = 0,7$, único para a rigidez flexional das vigas e dos pilares. Tal opção era tolerada pela NBR 6118:2003 e 2007 e sugerida nos textos provisórios que antecederam a norma de 2003. O coeficiente de ponderação das ações verticais foi adotado igual à unidade e não igual ao valor 1,4 com a velocidade básica do vento igual à $V_0 = 38,0m/s$.

Neste trabalho são apresentadas novas equações, do terceiro e do segundo graus, que correlacionam os parâmetros em evidência, considerando a redução do EI para a simulação da NLF de acordo com o subitem 15.7.3 da NBR 6118:2023, além do coeficiente de ponderação das ações verticais e horizontal igual à 1,4 (na combinação que considera o efeito do vento como variável secundária), tudo conforme recomendado pela NBR 6118:2023. É importante destacar que os valores dos módulos de deformação do concreto (com a NBR 6118:1980 eram calculados como $E_{ci} = 6600\sqrt{f_{ck} + 3,5}$ e $E_{cs} = 0,9E_{ci}$) passaram a ser correlacionados com o f_{ck} por meio das Equações

14a, 14b, 14c e 14d, ao tempo em que os concretos classe II ($55 \leq f_{ck}(MPa) \leq 90$) passaram a ser considerados.

$$E_{ci}(MPa) = \alpha_E 5600 \sqrt{f_{ck}} \quad (14a)$$

Para $f_{ck}(MPa) \leq 50$

$$E_{ci}(MPa) = \alpha_E 21500 ((f_{ck} + 12,5)/10)^{\frac{1}{3}} \quad (14b)$$

Para $f_{ck}(MPa) > 50$

$$E_{cs}(MPa) = \alpha_i E_{ci} \quad (14c)$$

sendo $E_{cs} = 0,85E_{ci}$ com a NBR 6118:2007 e, com a NBR 6118:2023, conforme a Equação 15.

$$\alpha_i = 0,8 + 0,2(f_{ck}/80) \leq 1 \quad (15)$$

Assim, os valores do parâmetro α e do coeficiente γ_Z utilizados por Carmo (1995), para a definição das correlações entre eles, necessitam de ajustes, posto que foram obtidos antes de 2023. As correções no E_{cs} tendo em vista os ajustes do valor do parâmetro Alfa podem ocorrer em resposta a dois aspectos: a) devido as alterações impostas pela norma atual; b) devido a mudança do f_{ck} . Essas correções podem ser realizadas, respectivamente, por meio das Equações 16 e 17.

$$\alpha_{(23)} = H \sqrt{\frac{N_k}{E_{ci(23)} I_c}} = H \sqrt{\frac{N_k}{E_{cs(80)} * \frac{E_{cs(23)}}{E_{cs(80)}} I_c}} = \sqrt{\left(\frac{E_{cs(23)}}{E_{cs(80)}}\right)^{-1}} \alpha_{(80)} \quad (16)$$

$$\alpha_{(f_{ck}novo)} = \sqrt{\left(\frac{E_{cs(f_{ck}novo)}}{E_{cs(f_{ck}anterior)}}\right)^{-1}} \alpha_{(f_{ck}anterior)} \quad (17)$$

em que H é a altura do edifício, N_k é a carga vertical total agindo sobre o mesmo e E_{cs} são os módulos de Elasticidade Secantes. Os ajustes do valor do coeficiente Gama Z podem ocorrer em resposta a três aspectos, dois deles relacionados com o E_{ci} e o outro com os coeficientes de ponderação das ações verticais envolvidas na análise: a) devido às alterações impostas pela norma atual; b) devido a mudança do f_{ck} ; c) em função do coeficiente de ponderação das ações verticais. Tais correções podem ser realizadas, respectivamente, através das Equações 18, 19 e 20.

$$\gamma_{Z(23)} = \frac{1}{1 - \frac{\Delta M_{1,tot,d(23)}}{M_{1,tot,d(23)}}} = \frac{1}{1 - \frac{E_{CS(23)} \Delta M_{1,tot,d(80)}}{E_{CS(80)} M_{1,tot,d(80)}}} = \gamma_{Z(80)} \quad (18)$$

$$\gamma_{Z(f_{ck}novo)} = \frac{1}{1 - \frac{E_{cs(f_{ck}novo)} \Delta M_{1,tot,d(80)}}{E_{cs(f_{ck}anterior)} M_{1,tot,d(80)}}} = \gamma_{Z(f_{ck}anterior)} \quad (19)$$

$$\gamma_{Z(\gamma_f novo)} = \frac{1}{1 - \frac{\Delta M_{1,tot,d(\gamma_f novo)}}{M_{1,tot,d}}} = \frac{1}{1 - \frac{E_{CS(\gamma_f novo)} \Delta M_{1,tot,d(\gamma_f anterior)}}{E_{CS(\gamma_f anterior)} M_{1,tot,d}}} = \gamma_{Z(\gamma_f anterior)} \quad (20)$$

Os índices utilizados nas Equações 16 a 20 tem o seguinte significado: (23) é a grandeza foi calculada de acordo com as recomendações da NBR 6118:2023; (80) é a grandeza foi calculada de acordo com as recomendações da NBR 6118:1980; $f_{ck\text{ novo}}$ é a grandeza foi calculada para um novo valor do f_{ck} ; $f_{ck\text{ anterior}}$ é a grandeza calculada para o valor do f_{ck} ; $\gamma_f\text{ novo}$ é o novo coeficiente de ponderação das ações verticais a ser utilizado; $\gamma_f\text{ anterior}$ é o coeficiente de ponderação das ações verticais anteriormente utilizado.

Por meio das Equações 14a, 14b, 14c, 14d são calculados os valores da Tabela 1, para $\alpha_E = 1$. Observa-se que os valores calculados do E_{ci} , módulo de deformação inicial (ou tangente na origem) – e do E_{cs} – módulo de deformação secante do concreto – para $20 < f_{ck}(\text{MPa}) \leq 50$ são diferentes dos obtidos a partir da norma de 2023 devido às alterações implementadas nas normas posteriores a NBR 6118:1980 até a atual NBR 6118. Com estes valores e auxiliado pela planilha Microsoft Excel, procede-se as correções, em relação aos valores obtidos por Carmo (1995) dos valores dos parâmetros alfa e Gama Z que se fizeram necessárias. Os valores obtidos em cada correção estão apresentados nas colunas da Tabela 2.

Tabela 1 – Módulo de deformação do concreto para valores do f_{ck}

$f_{ck} (\text{MPa})$	$E_{ci} (\text{MPa})$		$E_{cs} (\text{MPa})$		α_i
	(2023)	(1980)	(2023)	(1980)	
17,2	23.225	30.000	19.741	27.000	0,85
20,0	25.044	31.995	21.287	28.795	0,85
25,0	28.000	35.234	24.080	31.711	0,86
30,0	30.672	38.200	26.991	34.380	0,88
35,0	33.130	40.952	29.486	36.857	0,89
40,0	35.417	43.530	31.876	39.177	0,90
45,0	37.566	45.964	34.185	41.367	0,91
50,0	39.598	48.275	36.826	43.447	0,93

Fonte: dados da pesquisa

Tabela 2 – Valores do parâmetro α e do coeficiente γ_z e suas correções para $f_{ck} = 30\text{MPa}$

$\alpha_{(0)}$	$\gamma_{(0)}$	$\alpha_{(1)}$	$\alpha_{(2)}$	$\gamma_{z(1)}$	$\gamma_{z(2)}$	$\gamma_z(f_{R(eq)}=0,70)$	$\gamma_z(f_{R(eq)}=0,65)$	$\gamma_z(f_{R(eq)}=0,60)$	$\gamma_z(f_{R(eq)}=0,55)$
0,97	1,23	0,86	0,97	1,35	1,34	1,34	1,37	1,42	1,48
0,75	1,14	0,74	0,75	1,21	1,20	1,20	1,22	1,24	1,27
0,87	1,19	0,86	0,87	1,29	1,28	1,28	1,31	1,34	1,38
0,76	1,13	0,75	0,76	1,19	1,18	1,18	1,21	1,20	1,24
0,73	1,12	0,72	0,73	1,18	1,17	1,17	1,18	1,20	1,23
1,11	1,38	1,1	1,11	1,63	1,61	1,61	1,68	1,79	1,93
0,66	1,11	0,65	0,66	1,16	1,15	1,15	1,17	1,18	1,20
0,81	1,16	0,8	0,81	1,24	1,23	1,23	1,25	1,28	1,31
0,72	1,11	0,71	0,72	1,16	1,15	1,15	1,17	1,18	1,20
0,47	1,05	0,46	0,47	1,07	1,07	1,07	1,08	1,08	1,09
0,80	1,15	0,79	0,8	1,22	1,21	1,21	1,23	1,25	1,28
1,17	1,4	1,16	1,17	1,67	1,64	1,64	1,72	1,83	1,99
1,22	1,44	1,2	1,22	1,75	1,72	1,72	1,82	1,95	2,14
0,80	1,18	0,79	0,8	1,27	1,26	1,26	1,29	1,32	1,36
0,86	1,18	0,85	0,86	1,27	1,26	1,26	1,29	1,32	1,36
0,78	1,16	0,77	0,78	1,24	1,23	1,23	1,25	1,30	1,31
0,70	1,12	0,69	0,7	1,18	1,17	1,17	1,18	1,20	1,23
0,99	1,26	0,98	0,99	1,41	1,40	1,40	1,43	1,50	1,57
0,95	1,23	0,94	0,95	1,35	1,34	1,34	1,38	1,42	1,48
1,03	1,27	1,01	1,03	1,42	1,41	1,41	1,47	1,51	1,59
0,84	1,19	0,83	0,84	1,29	1,23	1,23	1,25	1,28	1,31
0,71	1,13	0,7	0,71	1,19	1,18	1,18	1,21	1,22	1,24

0,83	1,15	0,82	0,83	1,22	1,21	1,21	1,24	1,25	1,28
0,66	1,09	0,65	0,66	1,13	1,13	1,13	1,14	1,15	1,17
1,08	1,31	1,07	1,08	1,49	1,47	1,47	1,54	1,59	1,69
0,69	1,12	0,68	0,69	1,18	1,17	1,17	1,18	1,20	1,23
0,71	1,12	0,7	0,71	1,18	1,17	1,17	1,18	1,20	1,23
0,64	1,09	0,63	0,64	1,13	1,13	1,13	1,14	1,15	1,17
0,72	1,12	0,71	0,72	1,18	1,17	1,17	1,18	1,20	1,23
0,73	1,12	0,72	0,73	1,18	1,17	1,17	1,18	1,20	1,23
0,83	1,18	0,82	0,83	1,27	1,26	1,26	1,28	1,32	1,36
0,49	1,06	0,48	0,49	1,09	1,08	1,08	1,09	1,09	1,10
0,70	1,12	0,69	0,7	1,18	1,17	1,17	1,18	1,20	1,23
0,48	1,05	0,47	0,48	1,07	1,07	1,07	1,08	1,08	1,09
0,57	1,07	0,56	0,57	1,10	1,10	1,10	1,11	1,12	1,13
0,51	1,06	0,5	0,51	1,09	1,08	1,08	1,09	1,09	1,10
0,60	1,08	0,59	0,6	1,11	1,11	1,11	1,12	1,13	1,14
0,40	1,04	0,39	0,4	1,06	1,05	1,05	1,05	1,06	1,06
0,69	1,12	0,68	0,69	1,18	1,17	1,17	1,18	1,20	1,23
0,46	1,05	0,45	0,46	1,08	1,07	1,07	1,08	1,08	1,09
0,91	1,21	0,89	0,91	1,32	1,31	1,31	1,34	1,38	1,43
1,14	1,35	1,12	1,14	1,57	1,55	1,55	1,62	1,71	1,82
0,9	1,18	0,88	0,9	1,27	1,26	1,26	1,28	1,32	1,35
0,76	1,15	0,75	0,76	1,22	1,22	1,22	1,24	1,26	1,30
0,99	1,26	0,88	0,99	1,41	1,39	1,39	1,43	1,48	1,55
1,14	1,41	1,12	1,14	1,69	1,66	1,66	1,75	1,86	2,02
0,63	1,10	0,62	0,63	1,14	1,14	1,14	1,15	1,17	1,18
0,78	1,15	0,77	0,78	1,22	1,22	1,22	1,24	1,26	1,30
0,78	1,15	0,77	0,78	1,22	1,22	1,22	1,24	1,26	1,30
0,76	1,14	0,75	0,76	1,21	1,20	1,20	1,22	1,24	1,27
0,66	1,10	0,654	0,66	1,14	1,14	1,14	1,15	1,17	1,18
0,68	1,11	0,671	0,68	1,16	1,16	1,16	1,17	1,19	1,21
0,84	1,15	0,83	0,84	1,22	1,22	1,22	1,24	1,26	1,30
0,55	1,10	0,54	0,55	1,14	1,14	1,14	1,15	1,17	1,18
1,06	1,29	1,04	1,06	1,46	1,44	1,44	1,49	1,55	1,64
0,49	1,05	0,48	0,49	1,07	1,07	1,07	1,08	1,08	1,09
0,75	1,13	0,74	0,75	1,19	1,19	1,19	1,21	1,23	1,25
0,78	1,14	0,77	0,78	1,21	1,20	1,20	1,24	1,24	1,27
0,65	1,10	0,64	0,65	1,14	1,14	1,14	1,15	1,17	1,18
0,58	1,07	0,57	0,58	1,10	1,10	1,10	1,11	1,13	1,13

Fonte: dados da pesquisa

A correção dos valores do $\alpha_{(0)}$ estão na coluna 1 da Tabela 2, estes são os valores utilizados por Carmo (1995). A primeira correção do $\alpha_{(0)}$ para a obtenção do $\alpha_{(1)}$ é realizada por meio da Equação 17. Essa correção considera a mudança do $f_{ck} = 17,2 MPa$ para $f_{ck} = 30,0 MPa$, ou seja, do $E_{ci} = 30.000 MPa$, valor utilizado por Carmo (1995) e $E_{cs} = 27.000 MPa$ para $E_{ci} = 38.200 MPa$ e $E_{cs} = 34.380 MPa$ com as definições dadas na NBR 6118 de 1980. Então no caso do valor 0,97 para o $\alpha_{(f_{ck}=17,2)}$ ou seja, para o α utilizado por Carmo (1995), aqui denominado de $\alpha_{(0)}$, obtém-se:

$$\alpha_{(f_{ck}=30,0)} = \alpha_{(1)} = 0,89 \quad (21)$$

A segunda correção a ser realizada, com a Equação 16, leva em conta o modo que a norma vigente, a NBR 6118:2023, realiza o cálculo do E_{ci} (com o uso da constante α_E) e do $E_{cs} = 26.991 \text{ MPa}$ (com a introdução da constante α_i) conforme as Equações 14. Então aplicando essa correção cumulativamente com a primeira, para $\alpha_E = 1$ e, de acordo com a Tabela 1 para $f_{ck} = 30 \text{ MPa}$ $E_{cs}(NBR6118:1980) = 34.380 \text{ MPa}$ e $E_{cs}(NBR6118:2023) = 26.991 \text{ MPa}$, então:

$$\alpha_{(2)} = 1,129\alpha_{(1)} = 1,129 \times 0,86 = 1,00 \quad (22)$$

A correção dos valores do $\gamma_{z(0)}$ estão na coluna 2 da Tabela 2, que foram os valores utilizados por Carmo (1995). A primeira correção do $\gamma_{z(0)}$ para obtenção do $\gamma_{z(1)}$ é realizada por meio da Equação 20 e tem o objetivo de considerar o coeficiente de ponderação das ações verticais iguais a $\gamma_f = 1,4$ (em Carmo (1995), $\gamma_f = 1,0$). Portanto, o valor do $\gamma_{z(1)}$ (linha 1, coluna 2 da Tabela 2) é o seguinte:

$$\gamma_{z(1)} = \frac{1}{1 - \gamma_f \left(\frac{\Delta M}{M}\right)_{(\gamma_{z(0)})}} = \frac{1}{1 - \frac{1,4(1,23 - 1)}{1,23}} = 1,35 \quad (23)$$

A segunda correção a ser realizada, com as Equações 18 e 19, leva em conta a relação entre os valores do $E_{ci} = 30.000 \text{ MPa}$ correspondente ao $f_{ck} = 17,2 \text{ MPa}$, e o valor correspondente ao do $f_{ck} = 30,0 \text{ MPa}$ calculados segundo a NBR 6118:1980, 30.672 MPa . Em seguida, a correção ocorre para os valores de E_{ci} ($f_{ck} = 30,0 \text{ MPa}$) calculado de acordo com a norma NBR 6118:1980, sendo este igual a 38.200 MPa , e de acordo com a norma atual NBR 6118:2023, igual a 30.672 MPa .

$$\gamma_{z(2)} = \frac{1}{1 - \left(\frac{\Delta M}{M}\right)_{(\gamma_{z(1)})}} = \frac{1}{1 - \frac{0,978 \times 1 \times (1,35 - 1)}{1,35}} = 1,34 \quad (24)$$

É importante observar que os valores do Gama Z utilizados por Carmo, foram calculados com o coeficiente de redução único, $f_R = 0,70$, para a obtenção do $(EI)_{sec}$, ou seja: para a consideração da NLF. Na norma vigente 6118:2023, a não linearidade física para pilares e vigas (com armaduras a tração diferente da de compressão) deve ser implementada, pela redução de 20% e de 60%, respectivamente, de E_{ci} .

Então, para corrigir os valores do $\gamma_{z(2)}$ relativamente às alterações na consideração da NLF, propõe-se, neste trabalho, que seja calculado um valor de f_R equivalente para, $f_{R(eq)}$, para cada pórtico do Sistema Estrutural de Contraventamento (SEC), e que esse valor seja utilizado para o necessário ajuste do $\gamma_{z(2)}$. O $f_{R(eq)}$ pode ser obtido da seguinte forma: a) calcula-se o valor do deslocamento no topo, $a_{(0,70)}$ do pórtico com $f_R = 0,70$; b) calcula-se o valor do deslocamento no topo, $a_{(0,80;0,40)}$ do pórtico como recomendado pela NBR 6118:2023. Então:

$$f_{R(eq)} = \frac{a_{(0,70)}}{a_{(0,80;0,40)}} 0,70 \quad (25)$$

O parâmetro $a_{(0,70)}$ representa o deslocamento horizontal no topo do pórtico calculado com a NLF considerada através do fator de redução único igual a 0,70; $a_{(0,80;0,40)}$, é o deslocamento horizontal no topo do pórtico com a NLF considerada com redução de 20% na rigidez EI dos pilares e 60% na, das vigas.

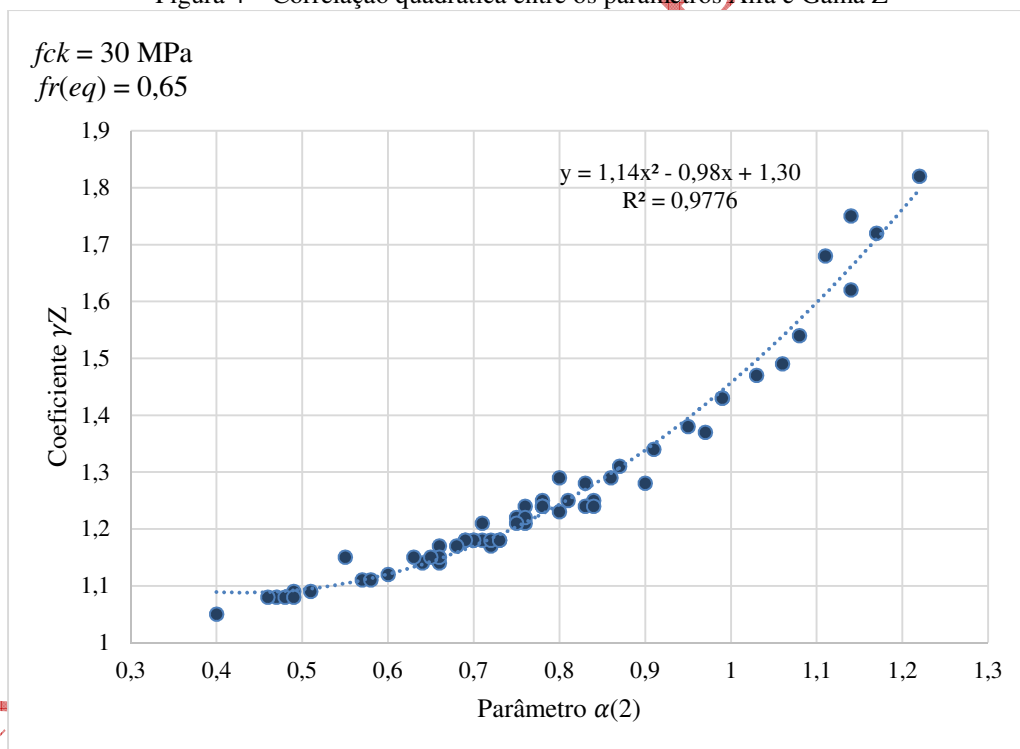
Considerando, por exemplo, que o $f_{R(eq)} = \frac{\alpha_{(0,70)}}{\alpha_{(0,80;0,40)}} 0,70 = 0,70$, ou seja: $\alpha_{(0,80;0,40)} = \alpha_{(0,70)}$, então os valores do $\gamma_{Z(2)}$ serão exatamente iguais aos do γ_Z calculados de acordo com a NBR 6118 atual. Nesse caso, a relação entre o Alfa e o Gama Z a ser considerada será obtida através da regressão entre os valores do $\alpha_{(2)}$ e do $\gamma_{Z(2)}$ (agora chamado de $\gamma_{Z(0,70)}$). As equações do 3º e do 2º graus apropriadas para este caso são a Equação 26 e a Equação 27.

$$\gamma_Z = 1,19\alpha^3 - 1,90\alpha^2 + 1,38\alpha + 0,71 \quad (26)$$

$$\gamma_Z = 0,96\alpha^2 - 0,79\alpha + 1,24 \quad (27)$$

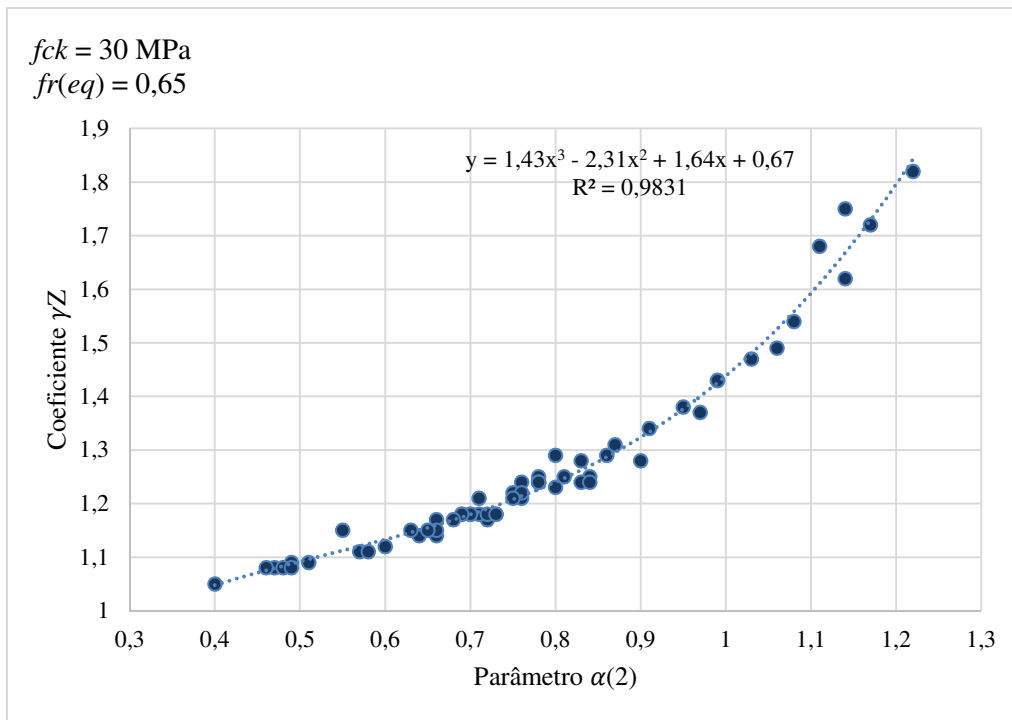
Por outro lado, se o calculado para um determinado pórtico for igual a 0,65 então a relação entre o Alfa e o Gama Z a ser considerada será obtida através da regressão com os valores do $\alpha_{(2)}$ e do $\gamma_{Z(0,65)} = \frac{1}{1 - \left(\frac{\Delta M_{1,tot,d}}{M_{1,tot,d}}\right)_{(0,70)}^{0,70} / 0,65}$, cujos valores estão, respectivamente, na 4ª e 8ª coluna da Tabela 2. As equações do 2º e do 3º graus apropriadas para esse caso são as Equações 28 e 29, respectivamente, das Figuras 4 e 5.

Figura 4 – Correlação quadrática entre os parâmetros Alfa e Gama Z



Fonte: dados da pesquisa

Figura 5 – Correlação cúbica entre os parâmetros Alfa e Gama Z



Fonte: Os autores

As Equações 28 e 29 possuem, para um valor de $\alpha_{lim1} = 0,6$, um valor de coeficiente $\gamma_Z = 1,131$ e $\gamma_Z = 1,122$. Tal valor para o parâmetro de instabilidade α corresponde ao limite para a consideração de estruturas de nós fixos, conforme o item 15.5.2 da NBR 6118:2023.

$$\gamma_Z = 1,14\alpha^2 - 0,98\alpha + 1,30 \quad (28)$$

$$\gamma_Z = 1,43\alpha^3 - 2,31\alpha^2 + 1,64\alpha + 0,67 \quad (29)$$

Na 9ª e na 10ª colunas da Tabela 2 encontram-se, respectivamente, os valores do $\gamma_{Z(0,60)}$ e $\gamma_{Z(0,55)}$ para o γ_Z calculado para estruturas com $f_{R(eq)} = 0,60$ e $f_{R(eq)} = 0,55$. As equações do 3º e do 2º grau obtidas são, respectivamente para cada caso:

$$\gamma_Z = 1,88\alpha^3 - 3,15\alpha^2 + 2,22\alpha + 0,54 \quad (30)$$

$$\gamma_Z = 1,37\alpha^2 - 1,23\alpha + 1,37 \quad (31)$$

$$\gamma_Z = 2,57\alpha^3 - 4,45\alpha^2 + 3,09\alpha + 0,35 \quad (32)$$

$$\gamma_Z = 1,72\alpha^2 - 1,61\alpha + 1,49 \quad (33)$$

Os coeficientes de determinação das Equações 30 a 33, com relação aos dados que as geraram, são, respectivamente, $R^2 = 0,9801$ e $R^2 = 0,9731$, $R^2 = 0,9808$ e $R^2 = 0,9717$. Os valores da Tabela 2 e as novas equações já apresentadas – Equação 26 a Equação 33 – relacionando o parâmetro Alfa ao Gama Z, são validas apenas para o concreto com $f_{ck} = 30,0 \text{ MPa}$, pois para cada valor do f_{ck} , novas equações devem ser obtidas. Por exemplo, para $f_{ck} = 50,0 \text{ MPa}$ e $f_{R(eq)} = 0,70$, tem-se:

$$\gamma_z = 0,78\alpha^3 - 0,851\alpha^2 + 0,58\alpha + 0,90 \quad (34)$$

$$\gamma_z = 0,75\alpha^2 - 0,46\alpha + 1,12 \quad (35)$$

Para essas equações, com $R^2 = 0,9818$ e $R^2 = 0,9799$, tem-se, para $\alpha_{im1} = 0,6$, respectivamente, $\gamma_z = 1,110$ e $\gamma_z = 1,114$.

4.4 Validação das relações apresentadas neste trabalho e conclusão

A partir de valores obtidos para α e γ_z por Moncayo (2011) com o fator de redução único para vigas e pilares $f_R = 0,70$ e $f_{ck} = 25 \text{ MPa}$, inicia-se o processo de validação das equações de correlação apresentadas neste trabalho. Para $\alpha = 0,75$ e $\gamma_z = 1,17$ calculados por Moncayo (2011), com $f_{ck} = 25 \text{ MPa}$, tem-se para $f_{ck} = 30 \text{ MPa}$: $\alpha = 0,65$ (Equação 17) e $\gamma_z = 1,13$ (Equação 19). Sendo $f_R = 0,70$, obtém-se o mesmo valor para o Gama Z (como deveria ser) através da Equação 27: $\gamma_z = 1,13$, fazendo-se uso do alfa convertido. Continuando a validação, considera-se dados da Tabela 10 e da Tabela 11 de Carmo (1995, p. 71,72), obtidos com $\gamma_f = 1,00$ para as ações verticais, $f_{ck} = 17,20 \text{ MPa}$, $E_{ci} = 30.000 \text{ MPa}$ e $E_{cs} = 27.000 \text{ MPa}$ indicados na Tabela 1 deste trabalho. Então para a estrutura de um edifício cujos deslocamentos no topo para a direção x e y, são: a) resultado de análise linear, $a_{x(1^a \text{ ordem})} = 0,1203 \text{ m}$ e $a_{y(1^a \text{ ordem})} = 0,0624 \text{ m}$; b) resultado de ANLF simplificada com $f_R = 0,70$: $a_{x(0,70)} = 0,1385 \text{ m}$ e $a_{y(0,70)} = 0,0662 \text{ m}$ com $\alpha_x = 0,75$, $\alpha_y = 0,49$ e $\gamma_{zx} = 1,20$, $\gamma_{zy} = 1,08$; c) resultado de ANLF simplificada com $f_R = 0,80$ e $f_R = 0,40$ (respectivamente para pilares e vigas): $a_{x(0,80;0,40)} = 0,1452 \text{ m}$ e $a_{y(0,80;0,40)} = 0,0673 \text{ m}$.

Os valores de Alfa corrigidos para $f_{ck} = 30 \text{ MPa}$, (da NBR 6118:2023), através da Equação 16 e $\gamma_f = 1,4$, têm, nesse caso, os mesmos valores. Para os valores do Gama Z, tem-se, através da Equação 27: $\gamma_{zx} = 1,19$, $\gamma_{zy} = 1,08$. Para a ANLF com $f_R = 0,80$ e $f_R = 0,40$ (respectivamente para pilares e vigas), conclui-se, comparando os valores dos deslocamentos horizontais no topo com aqueles obtidos com $f_R = 0,70$, que desse modo o fator de redução de rigidez equivalente é $f_{R(eq)} = 0,67$, para a direção x e $f_{R(eq)} = 0,69$ (Equação 25) para a de y. Com o valor do $f_{R(eq)}$ para a direção x mais próximo do valor 0,65, então será usada a Equação 29 para a obtenção do γ_{zx} , sendo, $\gamma_{zx} = 1,21$. Já, o cálculo do $\gamma_{zy} = 1,08$, ocorreu por meio da Equação 27. É importante notar que o valor do $\gamma_{zx} = 1,21$, obtido para $f_{R(eq)} = 0,65$ é sensivelmente maior que $\gamma_{zx} = 1,19$, que representa o valor original desse coeficiente, pois teve seu $f_{R(eq)}$ diminuído de 0,67 para 0,65. Para o cálculo do $f_{R(eq)} = 0,69$ (obtido através da Equação 25) para da direção y não ocorreu variação significativa.

Com valores $\alpha = 0,75$ e $\gamma_z = 1,26$ obtidos por Moncayo (2011) para uma estrutura com $f_{ck} = 25 \text{ MPa}$ e adotados $f_R = 0,80$ (para pilares) e $f_R = 0,40$ (para vigas) no cálculo do $(EI)_{sec}$, tem-se para $f_{ck} = 30 \text{ MPa}$: $\alpha = 0,67$ e $\gamma_z = 1,20$. Considerando $f_{R(eq)} = 0,55$, tem-se por meio da Equação 33: $\gamma_z = 1,19$ (é importante notar a proximidade dos valores do $\gamma_z = 1,20$, oriundo do valor original de Moncayo (2011), e o valor $\gamma_z = 1,19$ obtido com a Equação 33 (para $f_{R(eq)} = 0,55$).

4.5 Conclusão do estudo realizado

Fica notória a proximidade de valores encontrados, a partir das equações apresentadas, com os valores retirados dos trabalhos de Moncayo (2011) e Carmo (1995). Apesar destes partirem de pressupostos distintos, tais como o valor da resistência à compressão característica do concreto e a redução de rigidez para consideração da não linearidade física, tais características, após reavaliadas a partir das Equações 17, 19 e 25, mostraram uma diferença mínima em relação aos valores exemplos coletados. Tal diferença, no caso da comparação feita com Carmo (1995), proveio de uma sensível diferença entre os fatores de redução de rigidez envolvidos entre o cálculo dos dois valores, conforme já discutido. A validação unida aos coeficientes de determinação R^2 próximos de 1 para as Equações demonstradas, mostra que as mesmas são efetivas para correlacionar o parâmetro alfa com o coeficiente Gama Z.

4.6 Observações acerca do γ_z

Na palestra de abertura do 9º. ENECE em 26.10.06, Vasconcelos (2006) observa que uma das mudanças a ser esperada no cálculo do γ_z está relacionada com a redução do valor de $(EI)_{eq}$ com os fatores 0,4 e 0,8 na avaliação da rigidez de vigas e pilares fissurados. Para esse fim, o melhor a fazer é considerar a perda de rigidez de acordo com a sollicitação existente. O palestrante opina que no futuro próximo o cálculo da rigidez efetiva ou equivalente será feito automaticamente tão logo se conheçam os esforços de primeira ordem. Levando em conta tal facilidade, questiona-se, então, a necessidade do limite para consideração do coeficiente $\gamma_z = 1,10$.

Com relação sobre a influência da rigidez de cada elemento estrutural (lajes, vigas, pilares e núcleos de rigidez) no Coeficiente Gama Z.

- As lajes influem muito pouco na estabilidade global dos edifícios, podendo ser desprezadas, na maioria das vezes. Sua importância reside no fato de funcionar como diafragma rígido, possibilitando que os elementos do SEC se desloquem horizontalmente por igual na mesma direção e sentido e em cada cota, desde que a torção no edifício seja desprezível;
- As vigas têm influência significativa na estabilidade global dos edifícios;
- Os pilares, também, influenciam significativa na estabilidade global dos edifícios, seja isoladamente (os pilares-paredes) ou na formação de pórticos planos ou espaciais. Ou na condição de núcleos de rigidez que em geral são pilares de seção U ou L;
- Todos esses tipos de estruturas, com exceção das lajes, contribuem consideravelmente para a rigidez flexional, bem como na redução dos parâmetros da estabilidade global e deslocamentos horizontais, Freitas, Luchi e Ferreira (2016).

4.7 A influência das cargas aplicadas na a estabilidade global dos edifícios

Embora a magnitude das ações horizontais aplicadas à estrutura, não tenha influência no valor do coeficiente Gama Z (Kimura, 2007), elas podem provocar importantes deslocamentos horizontais. De modo especial quando combinada a principal delas (o efeito do vento) com os deslocamentos horizontais devidos à assimetria da estrutura e/ou do seu carregamento. Já as ações verticais influenciam diretamente na estabilidade global das edificações (Kimura, 2007).

Oliveira (2007) afirma que o coeficiente γ_z deve ser utilizado como majorador dos momentos de primeira ordem, conforme o Projeto de Revisão da NBR 6118:2000, por ela citado, multiplicando-os por $0,95 \gamma_z$. E não das ações horizontais para a obtenção dos momentos finais (primeira ordem + segunda ordem) como já determinava a NBR 6118:2003 em vigência. Isto porque apenas os valores do esforço interno solicitante momento fletor nos pilares e nas vigas, obtidos em primeira e em segunda ordens são consideravelmente diferentes. Os valores do esforço normal e do esforço cortante nestes elementos estruturais são praticamente iguais quando obtidos em análise linear ou com a aplicação de $0,95 \gamma_z$. Aliás neste estudo a autora confirma resultados observados em Oliveira e Silva (2003) citado no referido trabalho.

Oliveira (2007) ainda observou que a assimetria da estrutura não influencia o valor do γ_z , vantagem essa que o põe. Além disso, a autora observou que os valores do γ_z variam com a altura da estrutura. Sendo possível afirmar que para os pavimentos mais baixos e mais altos estes valores são menores que o calculado para toda a estrutura, para os pavimentos intermediários são pouco maiores.

5. Considerações finais

Os autores deste trabalho fazem as seguintes recomendações e considerações finais sobre o cálculo e aplicação do γ_z .

- Tendo em vista a variabilidade do valor deste coeficiente ao longo da altura da edificação (estrutura), seu cálculo poderá ser realizado, inicialmente, para cada pavimento e em seguida considerados valores médios para cada uma das três (ou mais) faixas em que a altura total da estrutura seja dividida. Vê-se em Oliveira (2007), Leal (2016) e Oliveira *et al.* (2013) que o cálculo do γ_z para cada pavimento pode ser feito utilizando o coeficiente B2;
- Considerando o cálculo automático (via computadores) a rigidez a flexão $(EI)_{sec}$ do SEC poderia ser feito a cada nível de sollicitação;

- É possível que os efeitos de segunda ordem no cálculo das estruturas de concreto armado considerando NLFQ ocorram para quaisquer valores de γ_z (dado a facilidade para seu cálculo e segurança na sua aplicação) e não apenas para $\gamma_z \geq 1,10$. Relativamente a esta questão lembra-se o ACI 318S (2005), que classifica uma estrutura como de nós fixos aquelas nas quais os momentos de segunda ordem não excedam em 5% os de primeira ordem. Como citado por Oliveira (2007). Tal determinação foi mantida na ACI 318 (2019) conforme seu item 6.6.4.3 (a).
- Conseguiu-se, conforme posto como objetivo, obter novas formulações para relacionar o coeficiente γ_z com o parâmetro α de instabilidade global sob diferentes configurações e em relação à norma vigente de projetos de estrutura de concreto (NBR 6118:2023).

Como proposta de pesquisas futuras, um dos fatores limitantes para o avanço do estudo da estabilidade global se trata da coleta de uma relevante base de dados a serem estudados, principalmente no que se refere a sistemas estruturais menos convencionais, tais como sistemas de lajes lisas, lajes nervuradas, estruturas pré-moldadas, entre outros. Reunir informações acerca das rigidezes de deslocamento horizontal e efeitos de segunda ordem de edificações diversas é de vital importância para o estudo da efetividade dos diversos parâmetros de instabilidade global, dentre eles o Gama Z.

Não obstante, as considerações de redução de rigidezes flexionais a partir da não linearidade física, ou seja, os efeitos da fissuração nas seções de concreto não tem sido questionadas em estudos recentes. Caso observado, para fins de exemplificação, que a redução de 60% da rigidez de vigas de concreto armado se trata de uma consideração exagerada, visto os avanços normativos no decorrer do século 21 para evitar fissuração excessiva do concreto, poder-se-ia aumentar a rigidez dos pórticos de contraventamento e, portanto, calcular edificações de maior esbeltez. Este estudo em específico também pode ser realizado através de uma extensa coleta de dados a partir de edificações modernas, em que se verificaria, principalmente, em quais regiões atingiu-se momentos fletores acima dos momentos de fissuração do concreto e o quanto que isto contribuiu para uma diminuição da rigidez.

Financiamento

Esta pesquisa não recebeu financiamento externo

Conflito de interesses

Os autores declaram não haver conflito de interesses

Referências

ABNT – ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 6118: Projeto de Estrutura de concreto – Procedimento**. Rio de Janeiro, 1980.

ABNT – ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **Projeto de revisão da NBR 6118 – Projeto de estruturas de concreto**. Rio de Janeiro, 2000.

ABNT – ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 6118: Projeto de Estrutura de concreto – Procedimento**. Rio de Janeiro, 2003.

ABNT – ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 6118: Projeto de Estrutura de concreto – Procedimento**. Rio de Janeiro, 2007.

ABNT – ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 6118: Projeto de Estrutura de concreto – Procedimento**. Rio de Janeiro, 2023.

ACI – AMERICAN CONCRETE INSTITUTE. **Building code requirements for structural concrete (ACI 318S-05) and commentary (ACI 318SR-05)**, Detroit: ACI, 2005, 490 p.

ACI – AMERICAN CONCRETE INSTITUTE. **Building code requirements for structural concrete (ACI 318-14) and commentary (ACI 318R-14)**, Detroit: ACI, 2014, 524 p.

ACI – AMERICAN CONCRETE INSTITUTE. **Building code requirements for structural concrete (ACI 318-19) and commentary (ACI 318R-19)**, Detroit: ACI, 2019, 628 p.

BORGES, A. C. L.; FONTE, A. O. C.; FONTE, F. L. F.; CAVALCANTI, G. A. A. Análise do comportamento estrutural de um edifício esbelto de 42 pavimentos. *In*: CONGRESSO BRASILEIRO DO CONCRETO, 51., 2009, Curitiba. **Anais [...]**, 2009.

CARMO, R. M. S. **Efeitos de segunda ordem em edifícios usuais de concreto armado**, 1995. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Estruturas) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 1995. DOI: <https://doi.org/10.11606/D.18.2018.tde-24042018-120327>.

CEB – COMITÉ EURO-INTERNACIONAL DU BÉTON. **CEB-FIP: Manual of buckling and instability**. Lancaster, England, 1978. The Construction Press. (Bulletin D'Information, n. 123)

CEN – COMITÉ EUROPÉEN DE NORMALISATION. **European standard EN 1992-1-1:2004 Eurocode 2: design of concrete structures - Part 1-1: General rules and rules for buildings**. Brussels, Belgium, 2004.

CRUZ, J. M. F.; FERREIRA E. T.; LUCENA, C. A. T. **Estruturas: a estabilidade global dos edifícios altos**. João Pessoa: Leia Livros, 2019. Livro digital; 261 p. il.

FRANCO, M; VASCONCELOS, A. C. Practical assessment of second order effects in tall buildings. *In*: COLLOQUIUM ON THE CEB-FIP MC 90, Rio de Janeiro. **Proceedings [...]**. p.307-324. 1991.

FREITAS, F. C.; LUCHI, L. A. R.; FERREIRA, W. G. Análise de estabilidade global das estruturas e ações de controle dos seus efeitos. **Revista IBRACON de Estruturas e Materiais**, v. 9. n. 2, p. 192-213, 2016. DOI: <https://doi.org/10.1590/S1983-41952016000200003>.

KIMURA, A. E. **Informática aplicada em estruturas de concreto armado: cálculos de edifícios com o uso de sistemas computacionais**. São Paulo: Editora PINI, 2007.

LEAL, M. A. S. **Verificação da utilização do coeficiente B_2 para a avaliação dos efeitos da não linearidade geométrica de estruturas em concreto armado**. 2016. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Estruturas) – Escola Politécnica, Universidade Federal da Bahia, Salvador, 2016. Disponível em: <https://repositorio.ufba.br/handle/ri/19392>. Acesso em: 19 nov. 2023.

LIMA J. S. **Verificações da punção e da estabilidade global em edifícios de concreto: desenvolvimento e aplicação de recomendações normativas**. 2001. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Estruturas) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2001. DOI: <https://doi.org/10.11606/D.18.2016.tde-12082016-121356>.

MACGREGOR, J. G; HAGE, S. E. Stability analysis and design of concrete frames. **Journal of the Structural Division**, v. 103, n. 10, p. 1953-1970, 1977. DOI: <https://doi.org/10.1061/JSDEAG.0004745>.

MONCAYO, W. J. Z. **Análise de segunda ordem global em edifícios com estrutura de concreto armado**. 2011. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2011. DOI: <https://doi.org/10.11606/D.18.2011.tde-19042011-085946>.

OLIVEIRA, D. M.; SILVA, N. A.; BREMER, C. F.; INOUE, H. Considerações sobre a determinação do coeficiente γ_z . **Revista IBRACON de Estruturas e Materiais**, v. 6, n. 1, p. 75-100, 2013. DOI: <https://doi.org/10.1590/S1983-41952013000100005>.

OLIVEIRA, D. M. **Parâmetros de instabilidade global das estruturas de concreto armado segundo a nova NBR-6118**. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Escola de Engenharia, Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2002. Disponível em: <https://repositorio.ufmg.br/handle/1843/FACO-5JVPMA>. Acesso em: 04 dez. 2023.

OLIVEIRA, D. M. **Estudo dos processos aproximados utilizados para a consideração das não-linearidades física e geométrica na análise global das estruturas de concreto armado**. 2007. Tese (Doutorado em Engenharia de Estruturas) – Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2007. Disponível em: <https://repositorio.ufmg.br/handle/1843/LMCA-7E6EYW>. Acesso em: 19 nov. 2023.

PAIVA, W. S. **Tabelas para o cálculo do coeficiente Gama Z a partir do fck, FReq. e do parâmetro alfa**. 2020. Trabalho de Conclusão de Curso (Graduação em Engenharia Civil) - Universidade Federal da Paraíba, João Pessoa, 2020. Disponível em: <https://repositorio.ufpb.br/jspui/handle/123456789/25110>. Acesso em: 19 nov. 2023.

PINTO, R. S. **Não linearidade física e geométrica no projeto de edifícios usuais de concreto armado**. 1997. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 1997. DOI: <https://doi.org/10.11606/D.18.2018.tde-25052018-173137>.

PINTO, R. S.; CORRÊA, M. R. S.; RAMALHO, M. A. Utilização do parâmetro γ_z para estimar esforços de segunda ordem em edifícios de concreto armado. **Revista IBRACON de Estruturas**, v. 1, n. 2, p. 155-166, 2005. Disponível em: https://www.ibracon.org.br/publicacoes/revistas_ibracon/rev_estruturas/V2/2004_0020-br-v2.pdf. Acesso em: 19 nov. 2023.

SILVA A. F. **Ábacos para o cálculo do coeficiente Gama Z a partir fck, FReq. e do Parâmetro alfa**. 2020. Trabalho de Conclusão de Curso (Graduação em Engenharia Civil) – Universidade Federal da Paraíba, João Pessoa, 2020. Disponível em: <https://repositorio.ufpb.br/jspui/handle/123456789/25097>. Acesso em: 19 nov. 2023.

SOBRINHO JÚNIOR, A.; CRUZ, J. M. F.; CRUZ, L. C.; MELO FILHO, M. T.; SOUZA, J. F. O parâmetro de instabilidade global α : origem, evolução e tendências. **Revista InterScientia**, v. 4, n. 1, p. 11-20, 2016. Disponível em: <https://periodicos.unipe.br/index.php/interscientia/article/view/504>. Acesso em: 19 nov. 2023.

VASCONCELOS, A. C. Em que casos não se deve aplicar o processo simplificado do γ_z para determinação dos efeitos de 2ª ordem? *In*: SIMPÓSIO DE ATUALIZAÇÃO SOBRE A NOVA NB-1. Belo Horizonte. 2002. **Anais [...]**. 2002.

VASCONCELOS, A. C. **Justificativas do Cap. 15 da NB-1/2006 com base no comportamento social das estruturas**. Segunda palestra de abertura do 9º. ENECE. 2006.

VIEIRA, V. V. S.; RODRIGUES JUNIOR, S. J.; VELOSO, L. A. C. M.. Análise de estabilidade global de edifícios de concreto armado utilizando o coeficiente γ_z . **Revista IBRACON de Estruturas e Materiais**, v. 10, n. 5, p. 1113-1140, 2017. DOI: <https://doi.org/10.1590/S1983-41952017000500010>.

WISSMAN, J. A. **Estudo de vigas de aço com aberturas de alma tipo Alveolar, Litzka e vigas expandidas em altura**. 2009. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Departamento de Engenharia Civil, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2009. DOI: <https://doi.org/10.17771/PUCRio.acad.31879>.

Revista Principia - Early View