



## RESISTÊNCIA RESIDUAL DE COLUNAS CILÍNDRICAS DE PLATAFORMAS SEMI-SUBMERSÍVEIS AVARIADAS

### Leonardo Vilain

Mestrando da Universidade Federal do Rio de Janeiro - Petrobrás / Exploração & Produção  
Programa de Eng. Oceânica, Cx. P. 68508 - Rio de Janeiro, RJ, Brasil

### Júlio C. R. Cyrino, D.Sc

Professor Adjunto da Universidade Federal do Rio de Janeiro.  
Programa de Eng. Oceânica, Cx. P. 68508 - Rio de Janeiro, RJ, Brasil

**Resumo.** Investigamos a resistência última longitudinal compressiva e o comportamento pós-colapso de colunas avariadas, devido ao impacto de embarcações de apoio. Restringimos o escopo à colunas reforçadas internamente, por anéis transversais, com relações entre o raio e espessura ( $R/t$ ) e entre espaçamento de anéis e raio ( $l/R$ ) típicas de plataformas flutuantes semi-submersíveis, submetidas à carregamento longitudinal compressivo. Consideramos conhecidos, e restritos entre anéis adjacentes, os parâmetros geométricos da avaria devido à indentação, ou seja, sua profundidade máxima e área afetada. Realizamos a investigação da flambagem elasto-plástica com um modelo numérico de elementos finitos, considerando não linearidades geométricas e plasticidade do material. Aplicamos os carregamentos através de deslocamentos controlados, para evitar instabilidade numérica próxima à carga de colapso. Validamos o modelo numérico através da correlação com resultados experimentais disponíveis na literatura. Em seguida, realizamos um estudo paramétrico para investigação da influência das seguintes variáveis na resistência última longitudinal compressiva do modelo numérico: distribuição de imperfeições iniciais, profundidade e área afetada pela indentação, e magnitude do carregamento longitudinal compressivo existente antes da avaria. Não encontramos na literatura sobre o assunto, investigação da influência destes dois últimos parâmetros mencionados.

**Palavras-chave:** cascas, flambagem, colunas.

## 1. MOTIVAÇÃO

A grande motivação prática deste trabalho é a integridade estrutural dos sistemas flutuantes da Bacia de Campos, que hoje suportam mais de 80% da produção nacional de óleo e gás, com a permanente preocupação de sua continuidade operacional, observando aspectos relacionados à segurança e à preservação do meio-ambiente.

Destacamos, entre estes sistemas flutuantes, as plataformas marítimas semi-submersíveis. Suas colunas cilíndricas, com relações entre raio (R) e espessura (t) de 300 a 500, e espaçamento entre anéis transversais (l) e raio (R) de 0.1 a 0.2, resistem às cargas longitudinais compressivas do convés, e garantem a flutuabilidade e estabilidade hidrostática, sendo consideradas imprescindíveis à integridade global do sistema flutuante. Frequentemente, embarcações de apoio chocam-se com estas colunas provocando avarias decorrentes de indentações. Uma vez ocorrido o dano na coluna é muito importante quantificarmos o efeito detrimental em sua resistência última longitudinal compressiva, com o objetivo de estabelecer um novo limite operacional, como por exemplo a restrição de cargas variáveis estivadas no convés. Ressaltamos que na literatura não existe Código de Projeto que seja aplicável à re-análise destas colunas avariadas, o que muito estimulou o desenvolvimento desta pesquisa.

## 2. COMPORTAMENTO GERAL DE COLUNAS CILÍNDRICAS

Com objetivo de avaliar os Códigos de Projeto, o Departamento de Energia do Reino Unido, ao início da década de 80, aportou recursos para um vasto estudo de colunas cilíndricas não avariadas, pois a atividade *offshore* no Mar do Norte estava em pleno desenvolvimento. Ellinas *et al.* (1984) publicaram os resultados da pesquisa:

- Os cilindros ensaiados colapsaram assumindo diversas configurações geométricas, com grande dispersão das cargas de colapso, dependendo de sua geometria, condições de contorno aplicadas, material empregado, tipo de imperfeição inicial e tensão residual;
- O colapso com configuração multi-lobular foi associado à cascas esbeltas, e ocorreu no regime elástico, com forma periódica em uma seção transversal do cilindro. O comportamento pós-colapso foi muito instável. As imperfeições iniciais foram determinantes para os valores das cargas de colapso;
- O colapso com configuração axi-simétrica foi associado à cascas pouco esbeltas, com o desenvolvimento de elevados momentos fletores junto aos reforços transversais, até o surgimento de rótulas plásticas, não ocorrendo o fenômeno de flambagem. O comportamento pós-colapso, embora instável, foi menos intenso que no caso multi-lobular.

Tsang (1985) ensaiou um modelo cilíndrico intacto, com imperfeição inicial, sendo  $R/t=267$ ,  $l/R=0.15$  e a tensão de escoamento ( $\sigma_y$ ) igual a 375 MPa. O modo de colapso foi axi-simétrico, do tipo meia onda longitudinal no painel central, ocasionado em virtude da plastificação do chapeamento. Comparou os resultados experimentais com os numéricos e concluiu que:

- O modelo de elementos finitos foi muito sensível às imperfeições iniciais. No caso de modelos sem imperfeição inicial o colapso ocorreu por plasticidade de todos os elementos do painel central, e não devido à flambagem. O fenômeno de instabilidade ocorreu, somente, com a incorporação de imperfeição inicial ao modelo numérico;
- As cargas de colapso obtidas com os modelos numéricos com ambas extremidades engastadas apresentaram boa correlação experimental, enquanto os modelos com extremidades apoiadas apresentaram cargas de colapso inferiores.

Estefen (1984) investigou a influência dos parâmetros geométricos ( $R/t$  e  $l/R$ ), condições de contorno, imperfeições iniciais e tensões residuais de soldagem, com um programa de diferenças finitas. Concluiu que, para cilindros reforçados transversalmente, as imperfeições na direção longitudinal eram mais importantes do que as circunferenciais.

Onoufriou & Harding (1986) reportaram resultados experimentais em cilindros avariados, representativos de plataformas semi-submersíveis, comparando com resultados numéricos por elementos finitos. Não consideraram a existência de carregamento longitudinal antes da avaria. Constataram que o efeito detrimental, devido às indentações, variou desde um mínimo de 7% até 32% (no caso de chapeamento com  $R/t$  e  $l/R$  superior). A dispersão dos resultados experimentais foi atribuída à geometria de indentações nem sempre favorecer o modo natural de flambagem do cilindro intacto;

Lin & Yeh (1994) concluíram que, para modelos com relação  $R/t = 50$ , não reforçados internamente, a magnitude da imperfeição inicial  $W_0$  e as condições de contorno, não influenciaram a resistência última longitudinal compressiva do modelo numérico. Ressaltaram, no entanto, que as condições de contorno determinaram o comportamento pós-flambagem e a configuração geométrica do colapso (modo de flambagem).

### 3. ANÁLISE POR ELEMENTOS FINITOS

#### 3.1 Código utilizado

Realizamos a investigação numérica da flambagem elasto-plástica com o código de elementos finitos ANSYS 5.4 (1994), através de análise estática, incorporando não linearidades geométricas e de material, utilizando o algoritmo iterativo baseado no método de *Newton-Raphson*. O incremento das deformações plásticas foi determinado a partir do critério de von Mises, segundo a regra de fluxo isotrópica com escoamento normal à superfície de escoamento e considerando o *strain-hardening* do material.

#### 3.2 Modelo de elementos finitos

Selecionamos o cilindro ensaiado por Onoufriou & Harding (1986), com relações geométricas similares à colunas de plataformas semi-submersíveis, conforme a Fig.1:  $R = 160$  mm,  $t = 0.6$  mm, altura do anel transversal  $h_w = 4.8$  mm, espessura da alma do anel  $d_w = 0.6$  mm, espaçamento entre anéis transversais  $l = 40$  mm e com comprimento total  $L = 40$  mm. Caracterizamos a avaria (indentação) através de sua profundidade máxima ( $d$ ) e área afetada correspondente a um percentual da área total do *bay* central. Na Fig. 2 apresentamos um corte diametral do cilindro da Fig.1. Modelamos apenas 1 *bay* central, pois a falha destes cilindros ocorre, primeiramente, entre anéis adjacentes. Adicionamos 2 *bays* nas extremidades, com comprimento igual a metade do *bay* central e com espessura acrescida, para melhor transmissão do carregamento, atuante na extremidade superior do cilindro, para o painel central.

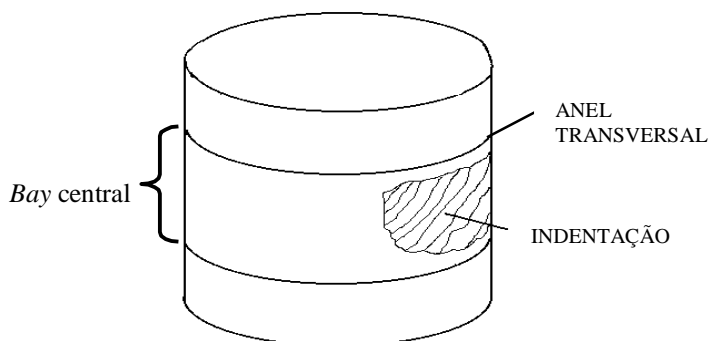


Figura 1. Cilindro

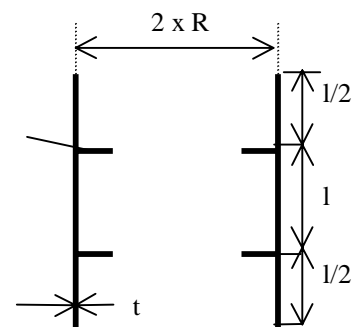


Figura 2. Corte diametral

Consideramos a existência de imperfeições iniciais longitudinais, internas ou externas, decorrentes do processo de fabricação, variando o raio ( $R$ ) do modelo numérico, entre anéis transversais adjacentes, segundo a Eq. 1. A amplitude de imperfeição máxima  $W_0$  foi definida pelo Código de Projeto da *Det Norske Veritas - DnV* (1995).

$$R'(z) = R \pm \left( W_0 \sin\left(\frac{z}{l}\right) \right) \therefore W_0 = \frac{l}{120} \quad (1)$$

Apresentamos na Fig. 3 um corte diametral com as imperfeições iniciais do modelo numérico.

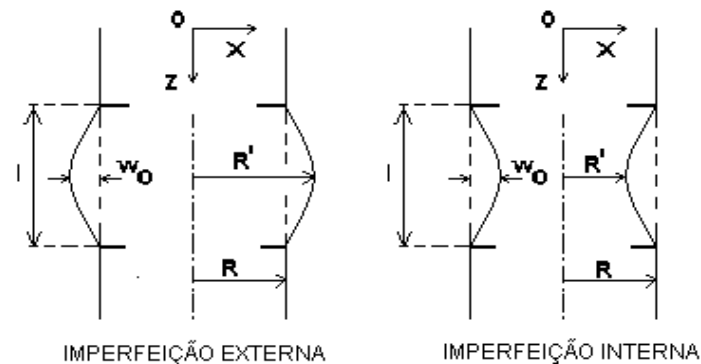


Figura 3. Imperfeição do modelo

Realizamos a discretização do modelo numérico com elementos de casca isoparamétricos, quadriláteros, definidos por quatro nós, com 6 graus de liberdade cada, denominados *SHELL 43*. Geramos uma malha com razão de aspecto unitária, refinada na região avariada, conforme Fig. 4. O modelo não avariado (intacto) consistiu de 1344 elementos, 1455 nós e 8730 graus de liberdade, enquanto o avariado (com área afetada de 24.3 %), totalizou 1850 elementos, 1851 nós e 11106 graus de liberdade.

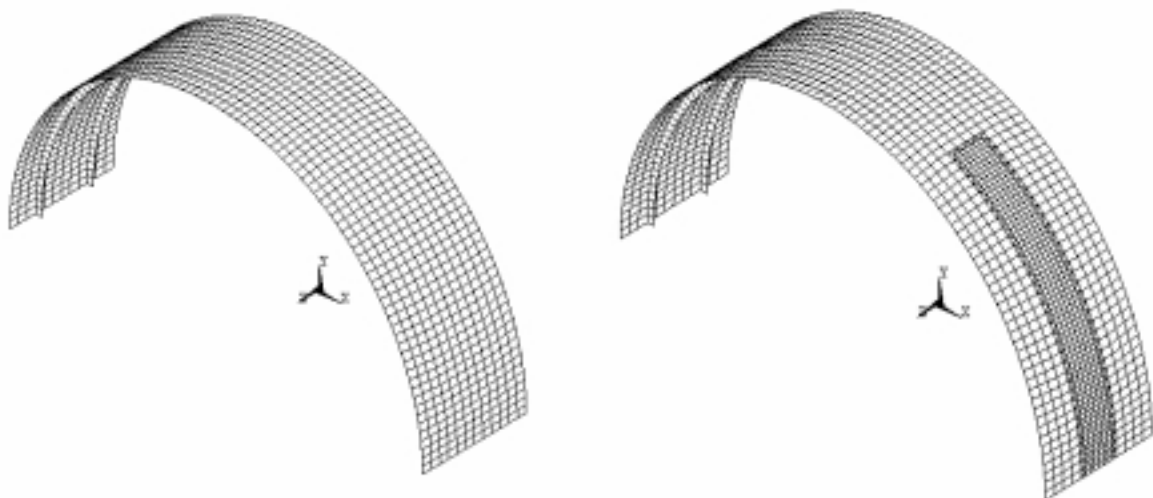
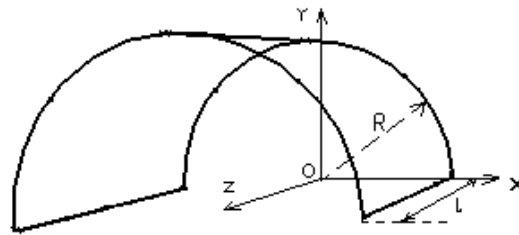


Figura 4. Malha de elementos finitos dos modelos intactos e avariados

### 3.3 Condições de contorno e carregamento

Engastamos os nós da extremidade inferior ( $Z=80$  mm) do modelo, enquanto os da extremidade superior ( $Z=0$ ) foram liberados somente para deslocamentos longitudinais na direção longitudinal  $Z$ . Restringimos os nós situados nos bordos longitudinais ( $Y=0$ ) ao deslocamento na direção  $Y$  e rotações em torno dos eixos  $X$  e  $Z$ , devido à simetria do modelo em relação ao plano  $XZ$ . Mostramos na Fig. 5 as condições de contorno aplicadas.



$$\begin{array}{l} \text{rot } X \ Y \ Z = 0 \\ \text{desl. } X \ Y = 0 \end{array} \Bigg|_{Z=0} \quad \begin{array}{l} \text{rot } X=0 \\ \text{rot } Z=0 \\ \text{desl. } Y=0 \end{array} \Bigg|_{Y=0} \quad \begin{array}{l} \text{rot } X \ Y \ Z = 0 \\ \text{desl. } X \ Y \ Z = 0 \end{array} \Bigg|_{Z=L}$$

Como já prevíamos o comportamento pós-colapso instável do modelo numérico quando submetido à cargas longitudinais compressivas, optamos pela aplicação de deslocamentos controlados, para evitar instabilidade numérica ( mau condicionamento da matriz de rigidez) próximo à carga de colapso. Investigamos os seguintes casos de acordo com os passos de carga aplicados:

- **Modelo na condição intacta**  $\Rightarrow$  aplicamos um deslocamento total de 0.25 mm, na direção do eixo  $Z$ , nos nós situados na extremidade superior do modelo ( $Z=0$ ), em 25 sub-passos de carga. Este deslocamento total implicou em um alongamento médio correspondente ao dobro da tensão de escoamento do material.
- **Modelo na condição avariada, sem carregamento longitudinal compressivo antes da avaria**  $\Rightarrow$  passo de carga 2 + passo de carga 3.
- **Modelo na condição avariada, com carregamento longitudinal compressivo antes da avaria**  $\Rightarrow$  passo de carga 1 + passo de carga 2 + passo de carga 3.

**Passo de carga 1 - carregamento longitudinal compressivo antes da avaria:** investigamos a existência de carregamentos estáticos atuantes no cilindro antes da avaria, correspondentes a 25 % ( deslocamento total de 0.015 mm na direção  $Z$ ) e 50 % (deslocamento total de 0.030 mm na direção  $Z$ ) da tensão longitudinal última do modelo intacto  $\sigma_{u,in}$ ; aplicamos estes deslocamentos nos nós situados na extremidade superior ( $Z = 0$  mm), em 25 sub-passos de carga.

**Passo de carga 2 - avaria do cilindro:** simulamos a avaria e suas consequências (introdução de tensões residuais), através de deslocamentos dos nós dos elementos afetados, na direção transversal contrária ao eixo global  $X$ , em no mínimo 10 sub-passos de carga. Investigamos quatro magnitudes de áreas afetadas correspondentes a 1.4 %, 7.6 %, 13.9 % e 24.3 % da área do bay central e duas profundidades máximas de indentação correspondentes a 5.5 e 12.5 vezes a espessura  $t$ . Tivemos a preocupação de

reproduzir avarias com formas suaves. Neste passo de carga restringimos os nós situados na extremidade superior ( $Z = 0$ ) ao deslocamento longitudinal na direção Z. Apresentamos na Fig. 6 um exemplo de modelo avariado (indentado).

**Passo de carga 3 - compressão do cilindro avariado até atingir o colapso:** simulamos o colapso do cilindro, após a ocorrência da avaria, com as tensões residuais e imperfeições anormais incorporados ao modelo numérico. Para isto, continuamos os deslocamentos longitudinais dos nós situados na extremidade superior ( $Z = 0$  mm) na direção Z, a partir do valor final do passo de carga 1 (quando consideramos a existência do carregamento antes da avaria), ou de zero ( quando não consideramos carregamento antes da avaria), até o valor máximo correspondente a duas vezes a tensão de escoamento do material. Neste passo de carga liberamos os deslocamentos transversais na direção X, aplicados no passo de carga 2, ocorrendo recuperação elástica da região indentada.

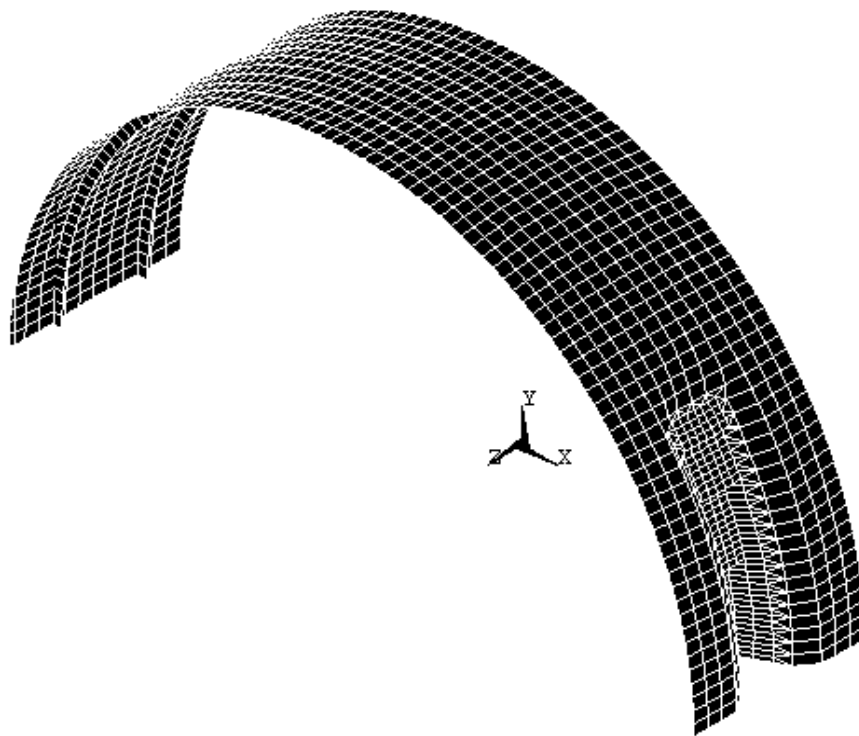


Figura 6. Modelo avariado (indentado)

### 3.4 Material elasto-plástico

Consideramos uma curva de tensão *versus* deformação com forma bi-linear isotrópica e patamar de *strain-hardening*, com as características mecânicas peculiares dos aços empregados na fabricação de plataformas semi-submersíveis: tensão de escoamento  $\sigma_y = 375$  MPa, Módulo de Young  $E = 210000$  MPa. e Módulo Tangencial  $E_T = 9745$  MPa.

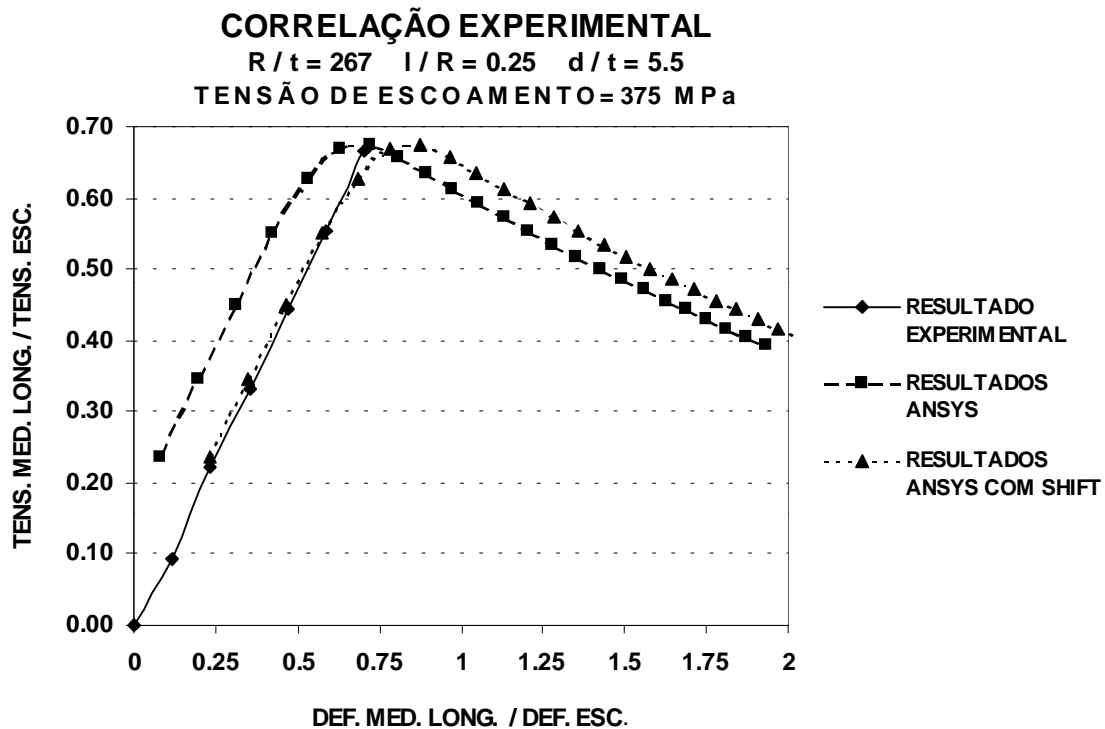
### 3.5 Critério para análise dos resultados

Adotamos o critério usual encontrado em artigos disponíveis na literatura para pós-processamento dos resultados que obtivemos numericamente. Determinamos as médias aritméticas das tensões e deformações longitudinais,  $\sigma_z$  e  $\epsilon_z$ , respectivamente, dos nós situados no *bay* central do modelo de elementos finitos, ao final de cada sub-passo de carga

convergido, do passo de carga no.3. Selecionamos as tensões e deformações na superfície média de cada elemento. Em seguida, dividimos as tensões e deformações médias calculadas pela deformação de escoamento  $\varepsilon_y = 0.0017$  e tensão de escoamento do material  $\sigma_y = 375$  MPa, respectivamente. Apresentamos estes valores adimensionais em gráficos, onde os pontos de máximo corresponderam às resistências últimas longitudinais dos modelos, intactos ( $\sigma_{u,in}$ ) e avariados ( $\sigma_{u,d}$ ). Os valores negativos correspondem à tração e os positivos à compressão.

#### 4. ANÁLISE DOS RESULTADOS OBTIDOS

Realizamos a validação do modelo numérico, com base nos resultados experimentais de Onoufriou & Harding (1986), conforme Gráfico 1. Em virtude dos nossos resultados numéricos incorporarem as tensões residuais da indentação, não medidas no ensaio experimental, plotamos uma terceira curva com *shift* para melhor visualização da correlação numérico-experimental. A diferença entre as cargas de colapso numérica e experimental foi de apenas 0.72 %.



Para quantificarmos o efeito detrimental decorrente das avarias foi necessário estabelecermos, primeiramente, as resistências longitudinais compressivas referenciais, correspondentes aos modelos na condição intacta. Apresentamos no Gráfico 2 as curvas de resistência última longitudinal dos modelos intactos ( $\sigma_{u,in}$ ), de acordo com as imperfeições iniciais de fabricação, e concluímos que:

- A resistência compressiva estabelecida pelo Código de Projeto da *Det Norske Veritas – DnV* (1995), definida pela linha horizontal pontilhada, é conservadora, com fator de segurança mínimo igual a dois, em relação aos valores de  $\sigma_{u,in}$ , obtidos numericamente;

- As imperfeições iniciais determinaram os valores  $\sigma_{u,in}$ ;
- O modelo numérico com imperfeição de fabricação interna apresentou comportamento pós-colapso mais instável do que aqueles com imperfeição inicial externa;
- O modelo com imperfeição externa máxima (100 %  $w_0$ ) apresentou o menor valor de  $\sigma_{u,in}$ , ainda assim, cerca do dobro do valor de referência da  $DnV$ .

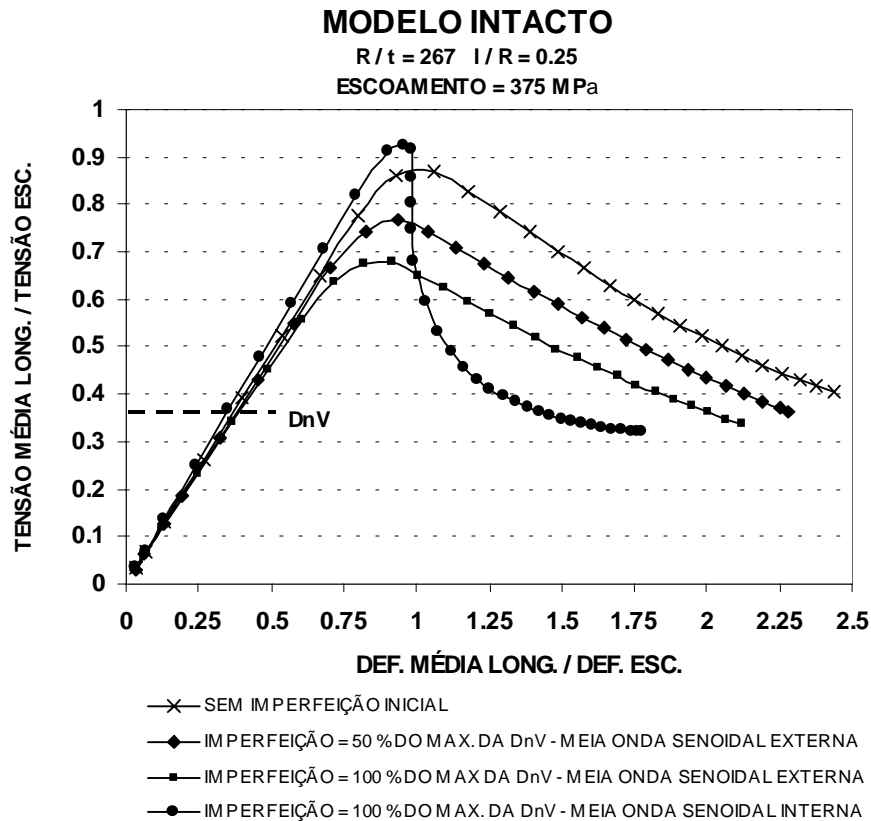


Gráfico 2. Resistência última longitudinal dos modelos não avariados

Em seguida, apresentamos no Gráfico 3 as resistências últimas longitudinais dos modelos avariados  $\sigma_{u,d}$ , considerando uma profundidade máxima de indentação  $d=7.5$  mm, correspondente a  $d/t=12.5$ , sem carregamento longitudinal compressivo antes da avaria, e concluímos que:

- A imperfeição inicial de fabricação não influenciou os valores de  $\sigma_{u,d}$ , quando a área afetada pela indentação cresceu demasiadamente;
- Os valores de  $\sigma_{u,d}$ , tenderam variar linearmente com a área afetada;
- O modelo numérico avariado, com uma área afetada de até 15%, apresentou resistência longitudinal compressiva superior ao valor de referência estabelecido pela  $DnV$  (válido para o modelo intacto).

Através do Gráfico 4, apresentamos a sensibilidade da carga de colapso ao carregamento longitudinal compressivo antes da avaria. Investigamos carregamentos antes da avaria, correspondentes a 25 % e 50 % de  $\sigma_{u,in}$ . Concluímos que este parâmetro afeta negativamente a resistência última longitudinal compressiva do modelo avariado, com diferenças alcançando até 10%, quando comparamos com os valores obtidos sem carregamento antes da avaria. Portanto, a consideração deste parâmetro, não encontrado em artigos sobre o assunto, pode ser considerado imprescindível na análise de cilindros avariados.



**RESISTÊNCIA ÚLTIMA LONGITUDINAL**  
**SEM CARREGAMENTO ANTES DA AVARIA**  
 $R/t = 267 \quad l/R = 0.25 \quad d/t = 12.5$   
**ESCOAMENTO = 375 MPa**

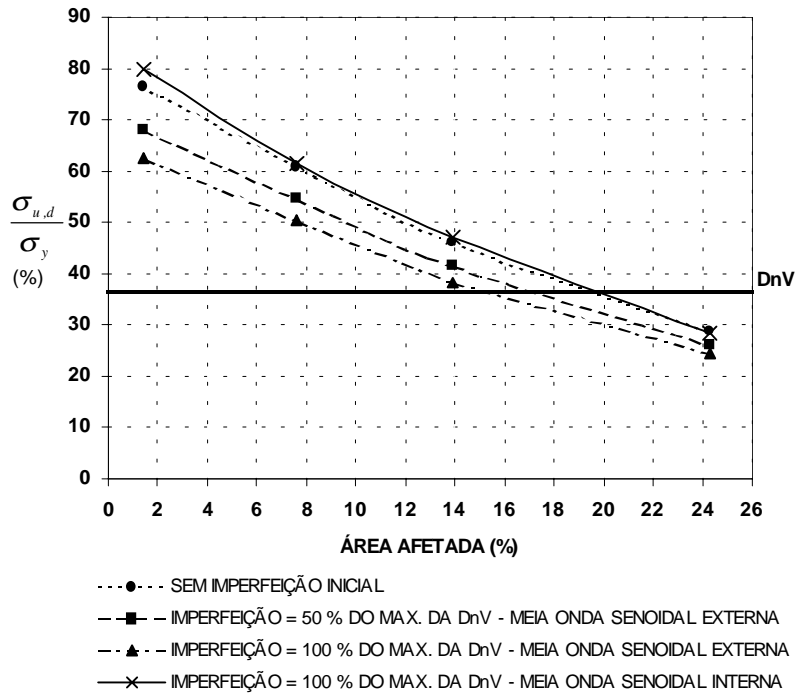


Gráfico 3. Resistências últimas longitudinais dos modelos avariados - sem carregamento antes da avaria

**RESISTÊNCIA ÚLTIMA LONGITUDINAL COMPRESSIVA**  
**COM CARREGAMENTO ANTES DA AVARIA**  
 $R/t = 267 \quad l/R = 0.25 \quad d/t = 12.5$   
**ESCOAMENTO = 375 MPa**  
**IMPERFEIÇÃO = 100% DO MAX. DA DnV - MEIA ONDA SENOIDAL EXTERNA**

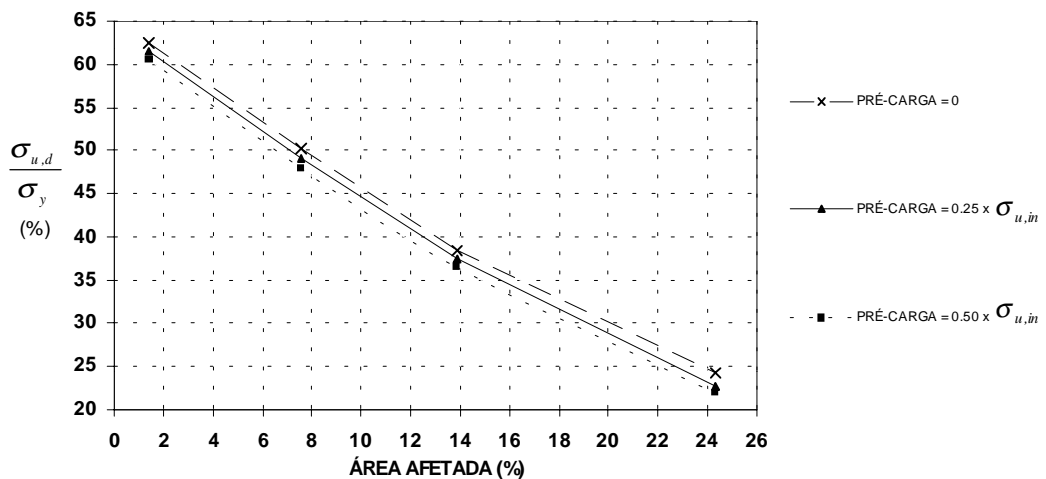


Gráfico 4. Resistências últimas longitudinais dos modelos avariados - com carregamento antes da avaria

## 5. CONCLUSÕES RELEVANTES

A metodologia que apresentamos para estabelecer a resistência residual de colunas avariadas permite, com um modelo numérico simples, definir novos limites operacionais para plataforma semi-submersível, preenchendo uma lacuna na literatura, pois os Códigos de Projeto existentes não são aplicáveis à re-análise destas estruturas quando danificadas em serviço.

### *Agradecimentos*

À PETROBRÁS/E&P e à COPPE/UFRJ pelo convênio firmado para o Mestrado em Engenharia Oceânica, que possibilitou o desenvolvimento deste trabalho.

## REFERÊNCIAS

- Ansys Release 5.4 (1994), 201 Johnson Road, Houston, PA 15342-1300.
- Det Norske Veritas ( DnV ), 1995, *Buckling Strength Analysis*, Classification Notes 30.1, Det Norske Veritas, Hovik, Norway.
- Ellinas, C. P., Supple, W.J., Walker, A.C, 1984, “Ring Stiffened Cylinders”, In: Granada Publishing Ltd, *Buckling of Offshore Structures*, Part II , London.
- Estefen, S.F., 1984, “*Collapse of Ring Stiffened Cylinders*”, Ph.D. Thesis, Imperial College of Science and Technology, University of London, Department of Civil Engineering, London, UK.
- Lin, M.C., Yeh, M.K., 1994, “Ultimate Strength of Damaged Tubular Bracing Members”, *AIAA Journal*, Vol. 32, no.11, pp. 2209-2315.
- Onoufriou, A., Harding, J.E., 1986, “Effect of Impact Damage on the Residual Strength of Ring Stiffened Cylinders”, In: 5th International Conference on *Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, Tokyo, Japan, Vol. III, pp. 315-321.
- Tsang, S.K., 1985, “*Collapse of Ring Stiffened Cylindrical Shells Under Combined External Pressure and Axial Compressions*”, Ph.D. Thesis, Imperial College of Science and Technology, University of London, Department of Civil Engineering, London, UK.

## RESIDUAL STRENGTH OF SEMI-SUBMERSIBLE PLATFORMS CYLINDRICAL DAMAGED COLUMNS

**Abstract.** *We've investigated the ultimate longitudinal strength and post-collapse behaviour of damaged columns, due to impact of supply-boats. We've restricted the scope to internally ring stiffened columns, with the ratios radius to thickness (R/t) and ring spacing to radius (l/R), typical of semi-submersible floating units, submitted to longitudinal compressive loading. We've considered known the geometrical parameters of the damage (indentation), such as maximum depth and affected area, and inter-ring restricted. We've performed the elasto-plastic buckling investigation using an finite element numerical model, considering non-linear geometric and material plasticity. We've simulated the indentation and the longitudinal compressive loading by an displacement-controlled scheme, to avoid numerical instability near the ultimate load. We've validated the numerical model by comparison to previous available experimental results, and carried-out an parametric study to investigate the influence of the following variables on the ultimate strength of the numerical model: initial imperfection distribution, depth and affected area by indentation, and the magnitude of the existing longitudinal compressive loading prior the damage.*

**Key-words:** *shells, buckling, columns..*