

Universidade Federal do Rio Grande do Sul  
Escola de Engenharia  
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil

**COMPORTAMENTO A LONGO PRAZO DE TÚNEIS  
PROFUNDOS REVESTIDOS COM CONCRETO: MODELO  
EM ELEMENTOS FINITOS**

**Felipe Pinto da Motta Quevedo**

Porto Alegre  
2017

FELIPE PINTO DA MOTTA QUEVEDO

**COMPORTAMENTO A LONGO PRAZO DE TÚNEIS  
PROFUNDOS REVESTIDOS COM CONCRETO: MODELO  
EM ELEMENTOS FINITOS**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em  
Engenharia Civil da Universidade Federal do Rio Grande do Sul,  
como parte dos requisitos para obtenção do título de Mestre em  
Engenharia.

Porto Alegre  
2017

#### CIP - Catalogação na Publicação

Quevedo, Felipe Pinto da Motta  
Comportamento a longo prazo de túneis profundos  
revestidos com concreto: modelo em elementos finitos  
/ Felipe Pinto da Motta Quevedo. -- 2017.  
209 f.

Orientadora: Denise Bernaud Maghous.  
Coorientador: Américo Campos Filho.

Dissertação (Mestrado) -- Universidade Federal do  
Rio Grande do Sul, Escola de Engenharia, Programa de  
Pós-Graduação em Engenharia Civil, Porto Alegre, BR-  
RS, 2017.

1. Túneis revestidos de concreto. 2. Efeitos  
diferidos no tempo. 3. Método dos elementos finitos.  
4. Túneis Gêmeos. 5. Galerias transversais. I.  
Maghous, Denise Bernaud, orient. II. Campos Filho,  
Américo, coorient. III. Título.

**FELIPE PINTO DA MOTTA QUEVEDO**

**COMPORTAMENTO A LONGO PRAZO DE TÚNEIS  
PROFUNDOS REVESTIDOS COM CONCRETO: MODELO  
EM ELEMENTOS FINITOS**

Esta dissertação de mestrado foi julgada adequada para a obtenção do título de MESTRE EM ENGENHARIA, Área de Concentração (Estruturas), e aprovada em sua forma final pelo professor orientador e pelo Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil da Universidade Federal do Rio Grande do Sul.

Porto Alegre, 31 de março de 2017

**Prof<sup>a</sup>. Denise Bernaud Maghous**  
Dr.<sup>a</sup>. pela École Nationale des Ponts et  
Chaussées  
orientador

**Prof. Américo Campos Filho**  
Dr. Escola Politécnica da Universidade de São  
Paulo  
co-orientador

**Prof. Carlos Torres Formoso**  
Dr. pela University of Salford, Grã Bretanha  
Coordenador do PPGEC/UFRGS

**BANCA EXAMINADORA**

**Prof. Inácio Benvegnu Morsch (UFRGS)**  
Dr. pela Universidade Federal do Rio  
Grande do Sul

**Prof. Mauro de Vasconcellos Real (FURG)**  
Dr. pela Universidade Federal do Rio Grande do  
Sul

**Prof. Samir Maghous (UFRGS)**  
Dr. pela École Nationale des Ponts et Chaussées

Dedico esse trabalho à minha família.

## **AGRADECIMENTOS**

Agradeço à Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior (CAPES) pela oportunidade de estudar com bolsa durante esse mestrado, sem a qual, não seria possível a minha dedicação nesse período de dois anos.

Agradeço à UFRGS pela infraestrutura cedida, por possibilitar o acesso à biblioteca e a artigos nacionais e internacionais gratuitamente e pela oportunidade de cursar o mestrado na área de Estruturas com destacados colegas e professores.

Agradeço aos seguintes professores pelas aulas e atenciosidade frente às minhas dúvidas durante todo o período de mestrado: Inácio Benvegnu Morsch, Américo Campos Filho, Samir Maghous, Armando Miguel Awruch, Alexandre Braum, Marcelo Maia Rocha e Eduardo Bittencourt.

Agradeço aos professores Inácio Benvegnu Morsch, Roberto Rios, Luiz Alberto Segovia e Américo Campos Filho pela força, conselhos e conversas, não só durante o mestrado, mas desde a minha graduação.

Agradeço ao professor co-orientador Américo Campos Filho, pelas conversas descontraídas e os momentos de orientação, principalmente referente à parte de concreto e de customização do ANSYS.

Agradeço à Professora Denise por me acolher como orientando, me apresentar o tema sobre túneis, pela aula que me deste durante o primeiro ano da dissertação, pelo engajamento no desenvolvimento deste trabalho e pelos momentos de conversa e de consulta. Também a agradeço pela oportunidade de dar algumas de suas aulas durante meu estágio Docente.

Agradeço aos meus colegas pela companhia alegre e compartilhamento de conhecimento durante esses dois anos: Bianca Funk Weimer, Guilherme Alminhana, Guilherme Fleith de Medeiros, Gustavo Ribeiro da Silva, Igor Alarcón, Jéser de Souza Medeiros, Jose Rafael Yepez Aguirre, Julia Menegon, Lucas Reginato, Lucas Gabineski, Luiz Carlos Mittelstatdt Júnior, Manuel Zúñiga, Mateus Tonin, Matheus Carini, Matthew Bruce Vallis, Miguel Angel Aguirre, Paulo Baumbach, Paulo Renato Barbosa, Rebeca Schmitz, Rosangel Rojas e Wilson Rodríguez Caderón. Foi muito bom conhecer vocês.

Agradeço ao colega Alex La Flor, que durante o seu trabalho de conclusão de curso, orientado pela Denise, permitiu a troca de ideias sobre nossos trabalhos referentes à análise de longo prazo em túneis com revestimento elástico.

Agradeço às colegas Paola María Camila Villalba Fiore, Paula Manica Lazzari e Bruna Manica Lazzari, por me fornecerem parte do seu material referente à customização do ANSYS.

Agradeço à colega Rebeca Schmitz pela parceria e trocas de infinitas mensagens de ajuda mútua durante a implementação do modelo do concreto no ANSYS. Foi uma experiência ótima trabalhar contigo.

Agradeço ao suporte técnico da *Engineering Simulation and Scientific Software* (ESSS) pela assistência frente às dúvidas relacionadas à utilização e customização do ANSYS.

Agradeço à comunidade CAE Group (CFD, FEA, EDA, Otimização, ...  $x^n$ ) e Nicolas Spogis pela ajuda em algumas dúvidas referente ao *script* em linguagem APDL.

Agradeço ao pessoal da Estádio 3, meus ex-companheiros de trabalho, não só pelo que me ensinaram, mas também pelo apoio na minha decisão de fazer mestrado de forma dedicada.

Agradeço aos meus ex-colegas de graduação e amigos Ricardo Silva, Felipe Pereira e Rubens Salabarry pelo apoio durante esses dois anos.

Agradeço à minha namorada Suzana pela paciência que teve comigo e a ajuda que me deste esse tempo todo. Agradeço também as tardes de companhia com meus sogros (Rosalino e Elizabete) e cunhados (Débora, Luciano, Camila) que me deram o maior apoio e tornaram minha vida mais alegre.

Agradeço imensamente minha mãe Luzia e minha irmã Rita por estarem sempre perto de mim, confiando e incentivando os meus estudos, apesar de todas as dificuldades.

"Tornamos nosso mundo significativo pela coragem de  
nossas perguntas e pela profundidade de nossas respostas".

*Carl Sagan*



## RESUMO

QUEVEDO, F. P. M. **Comportamento a longo prazo de túneis profundos revestidos com concreto: modelo em elementos finitos**. 2017. 209f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, UFRGS, Porto Alegre.

O dimensionamento e verificação estrutural de túneis envolve diversos parâmetros geotécnicos e o controle de diversas variáveis estruturais como, por exemplo, a convergência (fechamento) da cavidade, a pressão atuante no revestimento e o nível de descompressão do maciço. O campo de deformações e tensões que se desenvolve no entorno do túnel dependerá da profundidade, da geometria da seção, da distribuição de cargas na superfície, da heterogeneidade e distribuição das camadas de solo, do comportamento mecânico conjunto do maciço e do revestimento, bem como do processo de escavação e colocação do revestimento. Esse trabalho trata de simulações numéricas do comportamento a longo prazo em túneis revestidos com concreto, incluindo túneis gêmeos. Portanto, o maciço foi considerado com uma lei de comportamento viscoplástica, com superfície de cedência de von-Mises acoplada no modelo reológico de Perzyna, e para o concreto, foi considerada uma lei viscoelástica através das formulações de fluência e retração constantes no CEB-MC90 adaptadas à teoria da solidificação de Bazant & Prasannan (1989<sup>a</sup>, 1989<sup>b</sup>). Para esse estudo foram construídos *scripts* de modelos bidimensionais axissimétricos e tridimensionais no *software* ANSYS. A implementação do modelo do concreto é feita através do recurso de customização do material que o ANSYS disponibiliza: a subrotina *UserMat*. O processo de escavação e colocação do revestimento é simulado através do recurso de ativação e desativação dos elementos finitos considerando uma velocidade de avanço constante. Além da validação do modelo do concreto, é feita a validação dos modelos dos túneis em elasticidade, plasticidade e viscoplasticidade sem e com revestimento elástico através de expressões analíticas e o *software* GEOMECH91 desenvolvido por Bernaud (1991), demonstrando excelente conformidade. Nos exemplos testados, a influência da viscoelasticidade do concreto pode aumentar as deformações em até 40% em comparação com o revestimento elástico, e a proximidade dos túneis longitudinais em cerca de 15% (fazendo com que o campo de deformações deixe de ser puramente radial). Também é estudada a influência de galerias transversais.

Palavras-chave: túneis revestidos de concreto, efeitos diferidos no tempo do concreto, método dos elementos finitos, túneis gêmeos, galerias transversais.

## ABSTRACT

QUEVEDO, F. P. M. **Long-term behavior of deep concrete lined tunnels: finite element model**. 2017. 209f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, UFRGS, Porto Alegre.

The structural design and verification of tunnels involves several geotechnical parameters and the control of several structural variables, such as the convergence (closure) of the cavity, the pressure over the lining and the level of decompression of the rockmass. The field of deformations and stresses developed around the tunnel will depend of the depth, section geometry, surface load distribution, mechanical behavior of the rockmass and lining, as well as the process of excavation and placement of the lining. This dissertation deals with numerical simulations of long-term behavior in concrete lined tunnels, including twin tunnels. Therefore, for the rockmass it was considered a viscoplastic behavior law, with von-Mises yield surface coupled in the rheology model of Perzyna, and for concrete, it was considered a viscoelastic law through creep and shrinkage formulations in the CEB-MC90 adapted to the solidification theory of Bazant & Prasannan (1989<sup>a</sup>, 1989<sup>b</sup>). For this study, scripts were constructed for two-dimensional axisymmetric and three-dimensional models in the ANSYS software. The implementation of concrete model is done through the material customization capabilities that ANSYS makes available: the UserMat subroutine. The process of excavation and placement of the lining is simulated through the activation/deactivation of finite elements considering a constant speed of advance of tunnel. The models are validated in elasticity, plasticity and viscoplasticity without and with elastic lining through analytical expressions and the software GEOMECH91 developed by Bernaud (1991), demonstrating excellent conformity. In the examples tested, the influence of viscoelasticity of the concrete can increase the deformations by up to 40% compared to the elastic lining, and the proximity of the longitudinal tunnels by about 15% (making the strain field no longer purely radial). The influence of transverse galleries is also studied.

Palavras-chave: concrete lined tunnel, long term effects of concrete, finite element method, twin tunnels, transverse galleries

## LISTA DE FIGURAS

### CAPITULO 2

Figura 2.1 – organograma das etapas do projeto de pesquisa .....27

### CAPITULO 3

Figura 3.1 – sistema de irrigação inventado na Pérsia no primeiro milênio a.C. (MOREIRA, 2006, p.93).....28

Figura 3.2 – interior e desemboque da *Cloaca Maxima* (MOREIRA, 2006, p. 94).....29

Figura 3.3 – túnel *Hoosac* foto do portal oeste em agosto de 1946 (MOREIRA, 2006, p. 96)30

Figura 3.4 – detalhe da frente de escavação do túnel sob o Tâmisia projetado por Marc Brunel em 1843 (WIKIPEDIA, 2016).....31

Figura 3.5 – etapas envolvidas nos projetos de túneis (adaptado de I.T.A. WORKING GROUP ON GENERAL APPROACHES TO THE DESIGN OF TUNNELS, 1988, p. 238) .....32

Figura 3.6 – Tipos de escavações .....34

Figura 3.7 – método de escavação: (a) *Cut and Cover* e (b) *Cover and Cut* (adaptado de NATIONAL HIGHWAY INSTITUTE, 2009, p. 122) .....35

Figura 3.8 – equipamentos utilizados na escavação manual: a) *Roadheader* (KWIETNEWSKI et al., 2011, p. 19); b) *Hammerhead* (HEINIÖ, 1999, p. 267).....36

Figura 3.9 – sequência executiva do método de escavação por perfuração e detonação (adaptado de HEINIÖ, 1999, p. 215).....37

Figura 3.10 – ilustração dos elementos internos do túnel (SÃO PAULO, 2005, p. 20) .....38

Figura 3.11 – exemplo de estruturas de suporte (adaptado de NATIONAL HIGHWAY INSTITUTE, 2009 apud SMITH, 2017, p.1) .....38

Figura 3.12 – efeito de arqueamento das tensões principais (adaptado de FRANÇA, 2006, p. 10-11).....41

Figura 3.13 – campo vetorial de deslocamentos no maciço durante a escavação do túnel (FRANÇA, 2006, p. 12).....42

Figura 3.14 – deslocamento radial (ou perfil de convergências) próximo à frente de escavação (HANAFY e EMERY, 1980 apud COUTO, 2011, p. 41-42) .....42

Figura 3.15 – (a) distribuição das tensões verticais e dos deslocamentos radiais ao longo de uma linha longitudinal situada no teto do túnel; (b) curva de reação maciço-suporte (EISENSTEIN et al., 1984 apud COUTO, 2011, p. 41).....43

Figura 3.16 – diagrama de tensões em meio elástico com e sem condições de tensões hidrostáticas para seção circular e seção ferradura (HOEK & BROWN, 1980 apud SHRESTHA, 2014, p. 13) .....	44
Figura 3.17 – modos de deformações em abertura circular em túneis superficiais (PINTO & WHITTLE, 2000, p. 31) .....	44
Figura 3.18 – bacia de assentamento de um túnel raso (POTTS, 2001 apud AMARAL, 2006, p. 8) .....	45
Figura 3.19 – perfil de convergência em função da velocidade de construção adimensionalizada no (a) fim da construção e (b) após a estabilização das deformações (adaptado de BERNAUD, 1991, p. 214) .....	46
Figura 3.20 – perfil de convergências, considerando análise axissimétrica com maciço elástico (EL), elastoplástico (EP), viscoelástico (VE), viscoplástico com fluência em regime secundário (VP) e em regime terciário (VPS), todos na ausência de revestimento (STERPI, 2006, p. 329) .....	47
Figura 3.21 – modelos estruturais para verificação e dimensionamento de túneis (adaptado de IFTIMIE, p. 18, 1996) .....	48
Figura 3.22 – problema em estado plano de deformações (elaborado pelo AUTOR) .....	51
Figura 3.23 – comportamento da solução em estado plano de deformações radiais: (a) maciço elástico, (b) maciço elastoplástico .....	54
Figura 3.24 – Método da Convergência-Confinamento (adaptado de BERNAUD et al., 1994) .....	55
Figura 3.25 – influência da rigidez do suporte no perfil de convergências do túnel e no parâmetro $U_0$ (adaptado de BERNAUD & ROUSSET, 1992, p. 13) .....	56
Figura 3.26 – discretização de um domínio em elementos finitos (SOUZA, 2003, p.1-2) .....	58
Figura 3.27 – forças atuantes sobre um elemento finito (LIZARZA, 2011, p. 19) .....	60
Figura 3.28 – (a) modelo em deformações planas, (b) modelo em axissimetria (adaptado de COUTO, 2011, p. 63) .....	61
Figura 3.29 – processo de desativação e ativação dos elementos finitos na região do túnel visto num plano vertical que passa pelo eixo longitudinal, onde $p$ é o passo de escavação, $d_0$ é a distância não revestida (múltiplo do passo) e $n$ é o número total de escavações (elaborado pelo AUTOR) .....	62
Figura 3.30 – exemplo de modelo 3D (adaptado de COUTO, 2011) .....	63

## CAPÍTULO 4

Figura 4.1 – curva característica de um ensaio de fluência (adaptado de COSTA, 1984, p. 107) .....	65
Figura 4.2 – superfície de plasticidade no espaço das tensões principais (ZIENKIEWICZ & CORMEAU, 1974, p. 824) .....	68

## CAPÍTULO 5

Figura 5.1 – (a) comportamento típico do concreto à retração, (b) comportamento típico do concreto à fluência (MINDESS et al., 2003, p. 421, p. 441) .....	76
Figura 5.2 – deformação por fluência e retração com tensão de compressão constante a partir de $t_0$ (adaptado de AMERICAN CONCRETE INSTITUTE, 2005, p. 2) .....	77
Figura 5.3 - relação entre a fluência e os fatores que a afetam (adaptado de BYFORS, 1980, p. 181) .....	78
Figura 5.4 – modelo do concreto (adaptado de Bazant & Prasannan, 1989 <sup>a</sup> , p. 1693) .....	88
Figura 5.5 – modelo de Maxwell Generalizado (ou Maxwell-Wiechert): compreende uma associação em paralelo de uma mola com diversos modelos de Maxwell (uma associação em série de uma mola e um amortecedor) .....	92
Figura 5.6 – modelo de Kelvin Generalizado (ou Kelvin-Voigt): compreende uma associação em série de diversos elementos de Kelvin (uma associação em paralelo de uma mola e um amortecedor) .....	92

## CAPÍTULO 6

Figura 6.1 – ilustração do método de Newton-Raphson (adaptado de ANSYS, 2013 <sup>a</sup> , p. 714) .....	103
Figura 6.2 – ilustração do método de Newton-Raphson com etapas intermediárias de equilíbrio (adaptado de ANSYS, 2013 <sup>a</sup> , p. 715).....	104
Figura 6.3 –elementos planos: (a) PLANE182; (b) PLANE183 (ANSYS, 2009, p. 1187, p. 1195) .....	109
Figura 6.4 – elementos tridimensionais: (a) SOLID185; (b) SOLID186 (ANSYS, 2009, p. 1326, p. 1342) .....	110
Figura 6.5 – utilização da <i>UserMat</i> dentro do processo iterativo.....	112
Figura 6.6 – modelo para o teste da implementação do concreto (a) 3D e (b) 2D.....	116
Figura 6.7 – teste modelo concreto: carga constante de 5MPa aplicado aos 10 dias .....	117
Figura 6.8 – teste modelo concreto: carga variável de 5MPa aplicado aos 10, 50 e 75 dias..	117

Figura 6.9 – influência do incremento de tempo: carga constante, 5MPa aos 10 dias.....	118
Figura 6.10 – comparação com ensaios Ross (1958): Teste 1.....	120
Figura 6.11 – comparação com ensaios Ross (1958): Teste 2.....	120
Figura 6.12 – comparação com ensaios Ross (1958): Teste 3.....	121
Figura 6.13 – comparação com ensaios Ross (1958): Teste 4.....	121
Figura 6.14 – comparação com ensaios Ross (1958): Teste 5.....	122

## CAPITULO 7

Figura 7.1 – malha, dimensões e condições de contorno do modelo axissimétrico .....	123
Figura 7.2 - malha, dimensões e condições de contorno do modelo 3D .....	125
Figura 7.3 - malha, dimensões e condições de contorno do modelo 3D para os túneis gêmeos .....	126
Figura 7.4 - malha, dimensões e condições de contorno do modelo 3D para os túneis gêmeos com galerias transversais .....	127
Figura 7.5 – detalhe do encontro do revestimento da galeria transversal com o túnel longitudinal .....	128
Figura 7.6 – comparação GEOMECC91, ANSYS e solução analítica: elasticidade sem revestimento.....	130
Figura 7.7 – comparação GEOMECC91 e ANSYS: elasticidade com revestimento, $d_0 = 0$ ; $E_r = 30000\text{MPa}$ .....	130
Figura 7.8 – comparação GEOMECC91 e ANSYS: elasticidade com revestimento, $d_0 = 0$ ; $E_r = 3000\text{MPa}$ .....	131
Figura 7.9 – comparação GEOMECC91 e ANSYS: elasticidade com revestimento, $d_0 = 0$ ; $E_r = 300\text{MPa}$ .....	131
Figura 7.10 – comparação GEOMECC91 e ANSYS: elasticidade com revestimento, $d_0 =$ $4/3R_e$ ; $E_r = 30000\text{MPa}$ .....	132
Figura 7.11 – comparação GEOMECC91 e ANSYS: elasticidade com revestimento, $d_0 =$ $4/3R_e$ ; $E_r = 3000\text{MPa}$ .....	132
Figura 7.12 – comparação GEOMECC91 e ANSYS: elasticidade com revestimento, $d_0 =$ $4/3R_e$ ; $E_r = 300\text{MPa}$ .....	133
Figura 7.13 – comparação GEOMECC91, ANSYS e solução analítica: plasticidade sem revestimento.....	135
Figura 7.14 – comparação GEOMECC91 e ANSYS: plasticidade com revestimento, $d_0 = 0$ ; $C_{tr} = 1\text{MPa}$ .....	135

Figura 7.15 – comparação GEOMECC91 e ANSYS: plasticidade com revestimento, $d_0 = 2/3Re$ ; $Ctr = 1MPa$ .....	136
Figura 7.16 – comparação GEOMECC91 e ANSYS: plasticidade com revestimento, $d_0 = 4/3Re$ ; $Ctr = 1MPa$ .....	136
Figura 7.17 – comparação GEOMECC91 e ANSYS: plasticidade com revestimento, $d_0 = 0$ ; $Ctr = 3MPa$ .....	137
Figura 7.18 – comparação GEOMECC91 e ANSYS: plasticidade com revestimento, $d_0 = 2/3Re$ ; $Ctr = 3MPa$ .....	137
Figura 7.19 – comparação GEOMECC91 e ANSYS: plasticidade com revestimento, $d_0 = 4/3Re$ ; $Ctr = 3MPa$ .....	138
Figura 7. 20 - viscoplasticidade - comparação GEOMECC91 e ANSYS: $v=5$ m/dia; sem revestimento.....	140
Figura 7.21 - viscoplasticidade - comparação GEOMECC91 e ANSYS: $v=10$ m/dia; sem revestimento.....	140
Figura 7. 22 - viscoplasticidade - comparação GEOMECC91 e ANSYS: $v=20$ m/dia; sem revestimento.....	141
Figura 7.23 - viscolasticidade - comparação GEOMECC91 e ANSYS: $v=5$ m/dia; $E_r=3000MPa$ .....	141
Figura 7.24 - viscolasticidade - comparação GEOMECC91 e ANSYS: $v=10$ m/dia; $E_r=3000MPa$ .....	142
Figura 7.25 - viscolasticidade - comparação GEOMECC91 e ANSYS: $v=20$ m/dia; $E_r=3000MPa$ .....	142
Figura 7.26 – determinação do tempo característico para os efeitos diferidos do concreto...	147
Figura 7.27 – maciço viscoplástico e revestimento elástico: $d_0 = 0$ ; $P = 5MPa$ (não houve diferença entre $T_{CONST}$ e $T_{FINAL}$ no valor da convergência ao equilíbrio) .....	148
Figura 7.28 - maciço viscoplástico e revestimento viscoelástico: $d_0 = 0$ ; $P = 5MPa$ .....	148
Figura 7.29 - maciço viscoplástico e revestimento elástico: $d_0 = 4/3Re$ ; $P = 5MPa$ (não houve diferença entre $T_{CONST}$ e $T_{FINAL}$ no valor da convergência ao equilíbrio) .....	149
Figura 7.30 - maciço viscoplástico e revestimento viscoelástico: $d_0 = 4/3Re$ ; $P=5MPa$ .....	149
Figura 7.31 - maciço viscoplástico e revestimento elástico: $d_0 = 0$ ; $P=10MPa$ (não houve diferença entre $T_{CONST}$ e $T_{FINAL}$ no valor da convergência ao equilíbrio) .....	150
Figura 7.32 - maciço viscoplástico e revestimento viscoelástico: $d_0 = 0$ ; $P=10MPa$ .....	150
Figura 7.33 - maciço viscoplástico e revestimento elástico: $d_0 = 4/3Re$ ; $P=10MPa$ (não houve diferença entre $T_{CONST}$ e $T_{FINAL}$ no valor da convergência ao equilíbrio) .....	151

Figura 7.34 - maciço viscoplástico e revestimento viscoelástico: $d_0 = 4/3Re$ ; $P=10MPa$ .....	151
Figura 7.35 – fator de validação; $Re=5m$ ; $Ri=4,50m$ ; $d_0=0$ ; $P=5MPa$ .....	153
Figura 7.36 – fator de validação $d_0=4/3Re$ ; $P=5MPa$ .....	154
Figura 7.37 – fator de validação $d_0=0$ ; $P=10MPa$ .....	154
Figura 7.38 – fator de validação $d_0=4/3Re$ ; $P=10MPa$ .....	155
Figura 7.39 – túneis gêmeos – maciço elástico sem revestimento: influência da distância entre eixos dos túneis no perfil de convergências.....	156
Figura 7.40 – campo de deslocamentos em túneis gêmeos ( $d_1 = 4Re$ ), maciço elástico sem revestimento (a) vista 3D, (b) vista inferior.....	157
Figura 7.41 – túneis gêmeos – elasticidade com revestimento: influência da distância entre eixos ( $d_1=4Re$ ) dos túneis no perfil de convergências .....	158
Figura 7.42 – túneis gêmeos: maciço elástico com revestimento elástico, influência $d_1 = 4Re$ ; .....	160
Figura 7.43 – túneis gêmeos: maciço plástico com revestimento elástico, influência $d_1 = 4Re$ .....	160
Figura 7.44 – túneis gêmeos: maciço viscoplástico com revestimento elástico, influência $d_1 = 4Re$ .....	161
Figura 7.45 – túneis gêmeos: maciço viscoplástico com revestimento viscoelástico, influência $d_1 = 4Re$ .....	161
Figura 7.46 – túneis gêmeos com galerias transversais, maciço elástico sem revestimento– influência de $d_1$ .....	164
Figura 7.47 – túneis gêmeos com galerias transversais, maciço elástico sem revestimento– influência de $Re_1$ .....	164
Figura 7.48 – vista inferior do campo de deslocamentos dos túneis gêmeos na região de encontro da galeria com o túnel longitudinal, maciço elástico sem revestimento ( $d_1=4Re$ ). Apenas deformações maiores do que $1,05U_{eq}$ do túnel longitudinal (a) $Re_1 = 2/3Re$ , (b) $Re_1 = Re$ .....	165



## LISTA DE QUADROS

### CAPITULO 3

Quadro 3.1 - alguns suportes iniciais utilizados na prática em função da classificação do terreno (adaptado de NATIONAL HIGHWAY INSTITUTE, 2009).....	39
Quadro 3.2 – ações sobre o revestimento (adaptado de SÃO PAULO, 2005).....	40

### CAPITULO 4

Quadro 4.1 – superfícies de plasticidade (BERNAUD, 1991, p. 88-90).....	69
Quadro 4.2 – parâmetros para calcular o gradiente do potencial (BERNAUD, 1991, p. 89-90) .....	70

## LISTA DE TABELAS

### CAPITULO 6

Tabela 6.1 – dados para o teste do concreto .....	116
Tabela 6.2 – dados para o teste do material de acordo com Ross (1958).....	119
Tabela 6.3 – histórico de tensões nos testes Ross (1958).....	119

### CAPITULO 7

Tabela 7.1 – tamanho do sistema a ser resolvido .....	128
Tabela 7.2 – parâmetros para validação em elasticidade.....	129
Tabela 7.3 – parâmetros para validação em plasticidade .....	134
Tabela 7.4 - parâmetros para validação em viscoplasticidade .....	139
Tabela 7.5 – parâmetros para análises do maciço em viscoplasticidade com revestimento de concreto em viscoelasticidade .....	144
Tabela 7.6 – relação entre a convergência no longo prazo e no tempo final de construção do túnel .....	152
Tabela 7.7 – relação entre a convergência considerando revestimento viscoelástico e elástico .....	152
Tabela 7.8 - parâmetros para análise em elasticidade do modelo de túneis gêmeos sem revestimento.....	156
Tabela 7.9 – parâmetros para análise dos túneis gêmeos .....	159
Tabela 7.10 – tempo de processamento aproximado para os modelos.....	162
Tabela 7.11 - parâmetros para análise de túneis gêmeos com galerias transversais em elasticidade sem revestimento .....	163

## SUMÁRIO

<b>1 INTRODUÇÃO .....</b>	<b>21</b>
<b>2 DIRETRIZES DA PESQUISA .....</b>	<b>24</b>
2.1 QUESTÃO DE PESQUISA .....	24
2.2 OBJETIVOS DO TRABALHO.....	24
2.3 DELIMITAÇÕES.....	25
2.4 DELINEAMENTO .....	26
<b>3 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA SOBRE TÚNEIS.....</b>	<b>28</b>
3.1 BREVE HISTÓRICO SOBRE TÚNEIS.....	28
3.2 PROJETO DE TÚNEIS.....	32
3.3 MÉTODOS DE ESCAVAÇÃO .....	34
3.4 REVESTIMENTOS.....	37
3.5 COMPORTAMENTO DO MACIÇO FRENTE À ESCAVAÇÃO E COLOCAÇÃO DO REVESTIMENTO .....	40
3.6 COMPORTAMENTO DIFERIDO NO TEMPO.....	45
3.7 MÉTODOS DE DIMENSIONAMENTO/VERIFICAÇÃO DE TÚNEIS E SEUS REVESTIMENTOS.....	47
3.7.1 Soluções analíticas considerando estado plano de deformação radial....	50
3.7.5 Descrição do Método da Convergência-Confinamento .....	54
3.7.6 Soluções numéricas em elementos finitos.....	57
<b>4 MODELO PARA O COMPORTAMENTO DO MACIÇO .....</b>	<b>65</b>
4.1 MODELO DE PERZYNA NO GEOMECH91.....	66
4.2 MODELO DE PERZYNA NO ANSYS.....	71
4.3 PARÂMETROS ADIMENSIONAIS.....	73

<b>5 MODELO PARA O COMPORTAMENTO DO REVESTIMENTO EM CONCRETO.....</b>	<b>75</b>
5.1 FORMULAÇÃO PARA FLUÊNCIA E RETRAÇÃO DO CEB-MC90 .....	79
5.2 TEORIA DA SOLIDIFICAÇÃO PARA A FLUÊNCIA DO CONCRETO .....	88
5.3 MODELO REOLÓGICO PARA O FATOR DA FLUÊNCIA QUE DEPENDE DA IDADE DO CARREGAMENTO.....	91
5.4 ALGORITMO INCREMENTAL.....	95
<b>6 – ANSYS E IMPLEMENTAÇÃO DO MODELO DO CONCRETO ....</b>	<b>100</b>
6.1 SOLUÇÃO DE PROBLEMAS NÃO LINEARES NO ANSYS.....	101
6.2 ELEMENTOS FINITOS UTILIZADOS .....	108
6.3 SOBRE A CUSTOMIZAÇÃO DO MODELO DO CONCRETO .....	111
6.4 VALIDAÇÃO DO MODELO NUMÉRICO DO CONCRETO CUSTOMIZADO NO ANSYS .....	115
<b>7 – ANÁLISES NUMÉRICAS DE TÚNEIS.....</b>	<b>123</b>
7.1 MALHA E CONDIÇÕES DE CONTORNO DOS MODELOS DOS TÚNEIS .....	123
7.2 VALIDAÇÃO DO MODELO EM ELASTICIDADE.....	129
7.3 VALIDAÇÃO DO MODELO EM PLASTICIDADE.....	134
7.4 VALIDAÇÃO DO MODELO EM VISCOPLASTICIDADE.....	138
7.5 ANÁLISE AXISSIMÉTRICA CONSIDERANDO MACIÇO VISCOPLÁSTICO E REVESTIMENTO DE CONCRETO VISCOELÁSTICO .....	143
7.6 ANÁLISES DE TÚNEIS GÊMEOS .....	155
7.7 ANÁLISES EM ELASTICIDADE DA INFLUÊNCIA DAS GALERIAS EM TÚNEIS GÊMEOS SEM REVESTIMENTO.....	163
<b>8 – CONCLUSÕES .....</b>	<b>166</b>

<b>REFERÊNCIAS .....</b>	<b>169</b>
APÊNDICE A – CONFIGURAÇÃO DA USERMAT.....	175
APÊNDICE B – USERMAT 3D.....	178
APÊNDICE C – SCRIPT APDL TÚNEL AXISSIMÉTRICO.....	198



## 1 INTRODUÇÃO

Com o intuito de preservar o meio ambiente e aproveitar melhor a superfície, tem-se aumentado a demanda pelo uso do espaço subterrâneo, principalmente nas grandes cidades onde obras viárias disputam espaço de moradia e lazer. Alternativas como vias elevadas produzem impactos no ambiente urbano, tais como: deterioração do entorno, geração de poluição e desvalorização imobiliária. Os túneis, pelo contrário, reduzem a necessidade de desapropriação, preservam a superfície e valorizam áreas próximas. Além de reabilitar o espaço urbano, túneis são empregados também em obras de serviço público, tais como: distribuição de água, gás, eletricidade, telecomunicações, redes de esgoto e estocagem. Ademais, os projetos de túneis são extremamente complexos e, por isso mesmo, abrangem uma série de questões sociais, ambientais, econômicas, legislativas, geotécnicas e estruturais.

O dimensionamento e verificação estrutural de túneis envolvem diversos parâmetros geotécnicos e o controle de diversas variáveis como, por exemplo, a convergência (ou fechamento) da cavidade, a pressão atuante no revestimento e a descompressão do maciço, bem como, quando se trata de túneis rasos, assentamentos na superfície. O campo de deformações e tensões que se desenvolve no entorno do túnel dependerá da profundidade do túnel, da geometria da seção, da distribuição de cargas na superfície, da heterogeneidade e distribuição das camadas do solo, do comportamento mecânico do maciço e do revestimento, do processo de escavação e colocação do revestimento e da interação entre o maciço e o revestimento.

Em vista dessa complexidade estrutural, nas últimas décadas, diversos trabalhos vêm sendo realizados com o intuito de compreender o comportamento dos túneis. Através de uma pesquisa qualitativa na internet, de 90 estudos encontrados tem-se que:

- a) 31% tratam de análises numéricas 2D ou 3D com o intuito de implementar e validar leis de comportamento para o maciço ou revestimento;
- b) 18% tratam de análises numéricas 2D ou 3D que simulam algum método construtivo (como o NATM – *New Austrian Tunnelling Method*);

- c) 18% tratam de análises numéricas 2D ou 3D para estudar a interação entre o maciço e o revestimento, sendo que uma pequena parte inclui a influência de reforços (tirantes radiais, tirantes frontais e enfilagens);
- d) 14% tratam de análises numéricas 2D ou 3D para estudar assentamentos superficiais de túneis rasos ou a influência desses túneis no entorno;
- e) 7% tratam de análises numéricas 2D ou 3D para estudar a influência de túneis próximos, como por exemplo, túneis gêmeos;
- f) 3% tratam de análises numéricas 3D para estudar os efeitos da frente de escavação no campo de deformações e tensões;
- g) 4% tratam de propor, confirmar ou melhorar métodos simplificados;
- h) 5% se encaixam em outras propostas, tais como: soluções analíticas para túneis superficiais, limitações de análises numéricas bidimensionais e aplicações de métodos simplificados.

A maioria das análises numéricas desses trabalhos utilizam o método dos elementos finitos ou o método das diferenças finitas, sendo o primeiro preferencial. E cerca de 30% desses estudos envolvem modelos numéricos tridimensionais.

Dentro dessa variedade de estudos, essa dissertação se propõe a estudar alguns parâmetros relacionados com o comportamento estrutural de túneis com revestimento de concreto utilizando análises bidimensionais axissimétricas e tridimensionais em elementos finitos. Para tanto, utiliza-se, como ferramenta computacional, o *software* ANSYS. Como o interesse dessa pesquisa está no comportamento de longo prazo, os modelos consideram uma lei de comportamento viscoplástico (superfície de plasticidade de von-Mises com o modelo reológico de Perzyna) para o maciço e, para o revestimento de concreto, um comportamento viscoelástico com a formulação da fluência e retração dada pelo CEB-MC90. Uma vez que a fluência depende do histórico de tensões, visando modelar eficientemente essa característica na solução numérica, a formulação é incorporada no algoritmo proposto por Bazant & Prasannan (1989<sup>a</sup>, 1989<sup>b</sup>) desenvolvido a partir de sua teoria da solidificação. O processo de escavação e colocação do revestimento é simulado através do recurso de ativação e desativação dos elementos finitos.



Para validação dos resultados são construídos modelos simples com leis de comportamento do maciço em elasticidade, plasticidade e viscoplasticidade sem e com revestimento elástico. Esses modelos são comparados tanto com expressões analíticas quanto com o *software* GEOMEQ91. Após essa validação são construídos os modelos de interesse no estudo, considerando o concreto viscoelástico como material do revestimento.

Além dessa introdução, esse trabalho está dividido em mais 7 capítulos. O **capítulo 2** descreve as diretrizes da pesquisa desenvolvida, mostrando a questão, os objetivos, delimitações e delineamento desse trabalho. O **capítulo 3** apresenta uma revisão bibliográfica geral sobre túneis (breve histórico, projeto de túneis, métodos de escavação, tipos de revestimentos, comportamento dos túneis e métodos de dimensionamento e verificação, sendo priorizados os métodos utilizados durante essa dissertação). Em seguida, o **capítulo 4** apresenta o modelo de Perzyna utilizado para o comportamento viscoso do maciço. O **capítulo 5** apresenta o modelo utilizado para o comportamento do concreto e a adaptação da deformação por fluência na teoria da solidificação de Bazant & Prasanna (1989<sup>a</sup>, 1989<sup>b</sup>). O **capítulo 6** apresenta alguns recursos utilizados pelo ANSYS para soluções não-lineares e a implementação do modelo do concreto através da customização da *UserMat*. Nesse capítulo também é apresentado o teste do modelo do concreto, comparando-o com a solução analítica dada pela formulação do CEB-MC90 e dados de ensaios experimentais feitos por Ross (1958). No **capítulo 7** apresenta-se as análises numéricas dos túneis. Inicialmente, são apresentadas as malhas e condições de contorno dos modelos utilizados e na sequência os resultados das validações do modelo em elasticidade, plasticidade e viscoplasticidade com e sem revestimento elástico. Posteriormente são apresentados os resultados do estudo em axissimetria comparando o revestimento viscoelástico com o elástico. Também nesse capítulo são apresentados os resultados das análises dos túneis gêmeos, considerando efeitos viscosos e a influência das galerias transversais, nesse último caso, considerando apenas o maciço elástico sem revestimento. Por fim, o **capítulo 8** faz o fechamento do trabalho com alguns dos principais resultados das análises.

## 2 DIRETRIZES DA PESQUISA

### 2.1 QUESTÃO DE PESQUISA

Qual a magnitude dos efeitos viscosos do revestimento de concreto em túneis, incluindo túneis gêmeos em comparação com a solução elástica que não considera esses efeitos?

### 2.2 OBJETIVOS DO TRABALHO

O **objetivo principal** desse trabalho é obter perfis de convergências com a magnitude e a influência dos efeitos de longo prazo em túneis profundos, incluindo túneis gêmeos, alterando alguns parâmetros, como por exemplo, a velocidade de avanço do túnel, a profundidade, a distância não revestida, a resistência do revestimento, o módulo de elasticidade do maciço e a proximidade entre eixos dos túneis longitudinais. Como **objetivos secundários**, pode-se citar:

- a) apresentar uma revisão bibliográfica geral sobre túneis e sobre os efeitos diferidos no tempo devido aos materiais (maciço e revestimento de concreto);
- b) aplicar customização para o revestimento em concreto considerando fluência e retração conforme a formulação do CEB-MC90;
- c) adaptar a formulação da fluência do concreto que consta no CEB-MC90 à teoria da solidificação de Bazant & Prasannan (1989<sup>a</sup>, 1989<sup>b</sup>) para utilizar no algoritmo de solução não linear do ANSYS;
- d) desenvolver um modelo numérico para análise bidimensional e tridimensional de túneis utilizando o *software* ANSYS, customizando o comportamento do concreto através da subrotina *UserMat*;
- e) desenvolver *scripts* que permitem fazer análises de longo prazo em túneis;
- f) validar o modelo do ANSYS com diversos comportamentos dos materiais (elasticidade, plasticidade e viscoplasticidade) através de soluções analíticas e com o programa GEOMECC91 desenvolvido por Bernaud (1991);

- g) apresentar algumas análises em elasticidade considerando túneis gêmeos com galerias transversais para determinar influência da galeria sobre a convergência dos túneis longitudinais.

## 2.3 DELIMITAÇÕES

Os túneis podem sofrer influência da superfície como, por exemplo, deformações devido às cargas superficiais, e, inclusive, intervirem nela e suas estruturas através de recalques ocasionados pela execução do túnel. No presente trabalho, essas situações são ignoradas, considerando, portanto, **túneis em situações profundas**.

Embora o maciço em que um túnel está imerso possa apresentar discontinuidades, em muitos casos, seu comportamento pode ser simulado efetivamente por um **meio contínuo**. Apesar do comportamento complexo do maciço, que é função de diversas propriedades locais, nesse trabalho também é considerado um **maciço homogêneo e isotrópico**. Dessa forma, obedecendo a poucos parâmetros, há uma drástica redução da complexidade do comportamento do maciço.

É também sabido que, em geral, o estado de tensões internas de um maciço é extremamente complexo, devido a movimentos tectônicos, discontinuidades, anisotropia e heterogeneidades. Contudo, nesse trabalho, é considerado um **estado de tensões internas geostático-hidrostatico**, sendo que o maciço parte de uma configuração indeformada. Sendo assim, não há diferença entre as tensões verticais e horizontais.

Geralmente a velocidade de escavação e colocação do revestimento depende de diversos fatores, como o cronograma de execução da obra e a dificuldade de escavação do maciço. Nesse trabalho, diferentemente da prática usual de execução de túneis, a **velocidade de avanço é considerada constante**. Além disso, o **revestimento possui espessura constante** ao longo do eixo longitudinal do túnel. E como o foco do trabalho não está na região da face de escavação, a **escavação é feita à seção plena, plana e vertical**. Na realidade, pode-se ter diferenças na forma da frente de escavação, como parcializações, afim de estabilizar ou diminuir deformações. Contudo, não há impedimento, do ponto de vista do modelo, desses parâmetros serem modificados ao longo da análise.

Os modelos adotados para o maciço são: elástico, plástico e viscoplástico, sendo que, nesse penúltimo caso com superfície de plastificação de von-Mises e, no último caso, a mesma superfície, porém, associada com a lei da taxa de deformação de acrodo com o modelo de Perzyna. Dessa forma, é **desprezado o efeito do ângulo de atrito e não é considerado o efeito da poropressão**, sendo o maciço monofásico com os efeitos de longo prazo modelados apenas com uma lei de viscoplasticidade.

Os modelos para o revestimento são: elástico e viscoelástico, sendo que, nesse último caso, **o revestimento é de concreto com suas características reológicas** dadas pelos fenômenos de fluência e retração determinados pelas formulações do CEB-MC90. Além disso, por simplificação, **a temperatura e a umidade são consideradas constantes** ao longo da análise, e, portanto, não é considerado a sensibilidade da fluência e da retração frente a variação desses parâmetros.

## 2.4 DELINEAMENTO

O trabalho foi realizado através das seguintes etapas:

- a) pesquisa bibliográfica sobre túneis;
- b) pesquisa sobre os *softwares* GEOMECH91 e ANSYS;
- c) pesquisa sobre a fluência e retração do concreto;
- d) customização do ANSYS para utilizar o material do concreto;
- e) desenvolvimento dos *scripts* dos modelos (2D e 3D para testes do concreto; 2D em axissimetria, 3D, túneis gêmeos sem e com galerias transversais);
- f) validação dos modelos e análises numéricas considerando os efeitos de longo prazo;
- g) organização e análise dos resultados;
- h) conclusões.

O organograma da Figura 2.1 ilustra a relação entre as etapas durante o trabalho.

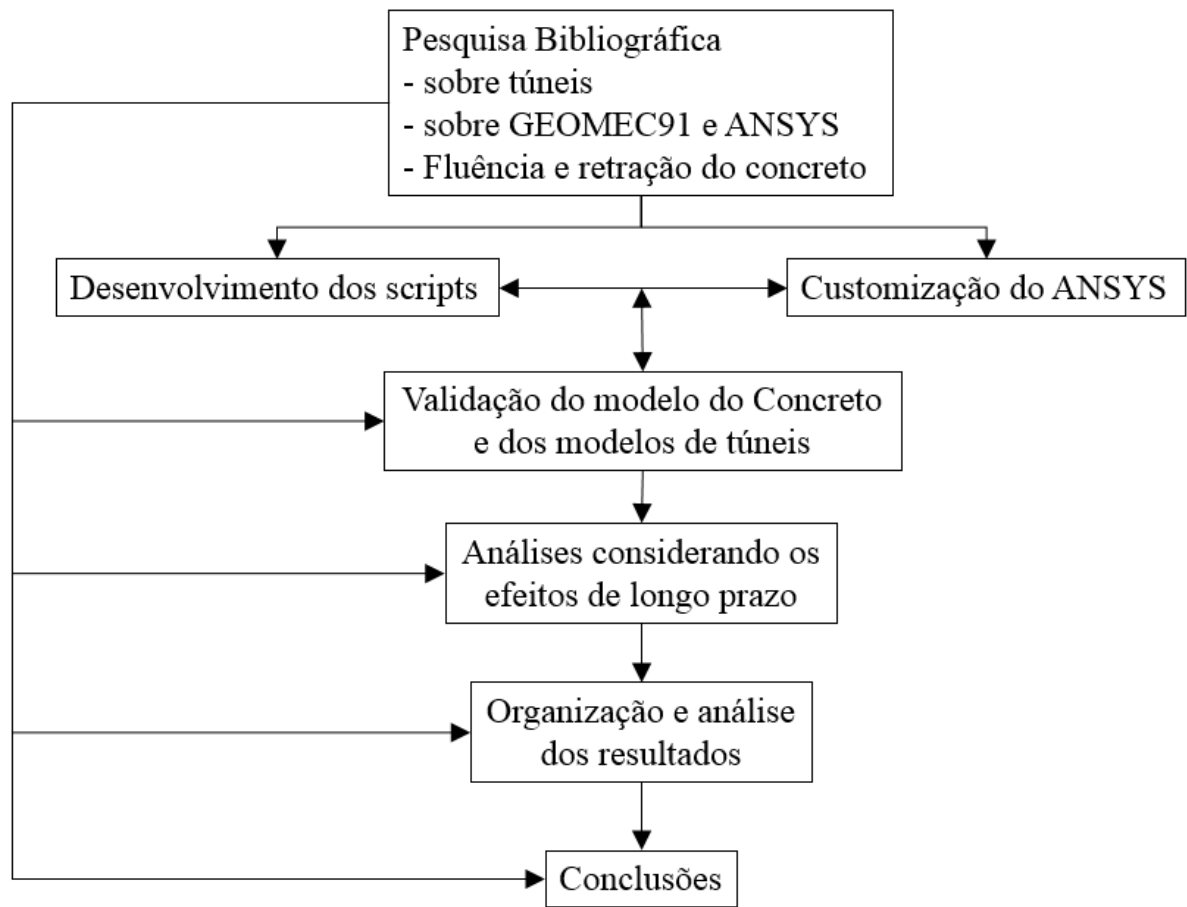


Figura 2.1 – organograma das etapas do projeto de pesquisa

### 3 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA SOBRE TÚNEIS

#### 3.1 BREVE HISTÓRICO SOBRE TÚNEIS

Desde a Pré-História o homem está familiarizado com o solo e cavernas. É reconhecido que o homem pré-histórico já detinha algum conhecimento sobre a dureza das rochas e os planos em que deveria atacar uma pedra para criar utensílios. Portanto, não é difícil conjecturar que uma boa parte desses instrumentos primitivos servisse para escavar o solo ou quebrar e esmagar rochas. Cavernas como *Font de Gaume* e *Lascaux* na França e *Zhoukoudian* na China já demonstram que, tanto na busca quanto na construção de um abrigo, o homem já se envolvia com obras subterrâneas (MOREIRA, 2006, p. 93).

Segundo Moreira (2006, p. 93) havia muita motivação religiosa associada às primeiras construções de terra. Mesmo assim, com o passar do tempo, as obras foram gradualmente se adaptando a outros propósitos, como: a exploração de minério, irrigação e drenagem para agricultura. Os Persas, por exemplo, escavavam túneis no primeiro milênio a.C para coletar água no sopé de cadeias de montanhas. Mantinham o eixo do túnel com uma inclinação bastante suave para manter a água fresca e reduzir sua evaporação (Figura 3.1).

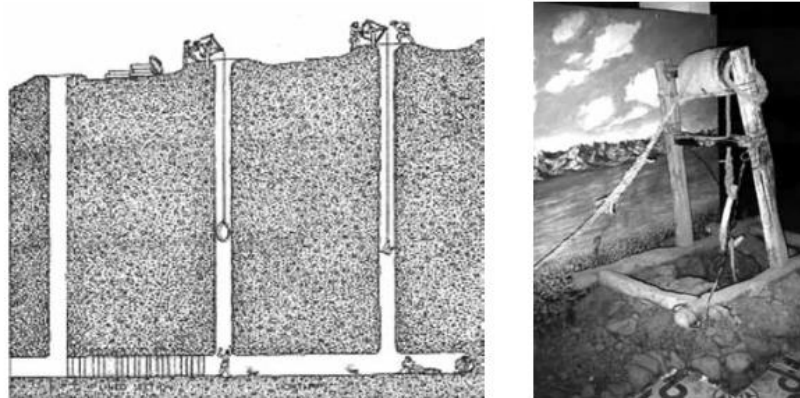


Figura 3.1 – sistema de irrigação inventado na Pérsia no primeiro milênio a.C. (MOREIRA, 2006, p.93)

Outra grande obra da antiguidade é a *Cloaca Maxima* (Figura 3.2). Um monumental esgoto urbano construído na Roma Antiga por *Tarquinius Sperbus* no final do século VI a.C. Suas

dimensões eram extraordinárias chegando a ter seções de 3,2m de largura por 4,2m de altura (MOREIRA, 2006, p. 94).

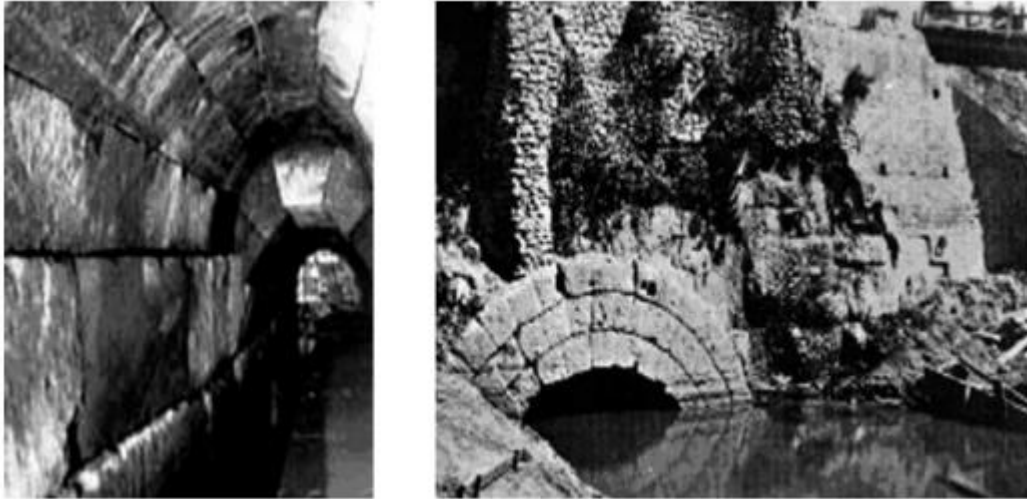


Figura 3.2 – interior e desemboque da *Cloaca Maxima* (MOREIRA, 2006, p. 94)

Essas obras antigas, e, portanto, antes da utilização de explosivos e máquinas escavadoras, eram executadas basicamente por operários utilizando ferramentas manuais. Uma técnica ancestral, usada ainda hoje, cujas primeiras notícias datam de 2000 a.C. aplicada na mineração de cobre e ouro pelos Egípcios, consistia em quebrar a rocha induzindo variações bruscas de temperatura utilizando fogo e água (MOREIRA, 2006, p. 95).

Em tempos mais recentes, um grande estímulo para a construção de túneis ocorreu com a proliferação de canais de navegação em grande parte do século XVII, especialmente na França e no Reino Unido. Em 1679 utilizou-se pela primeira vez a pólvora na construção do túnel *Malpas*, com 157m de extensão, localizado no sul da França e incluído no *Canal du Midi* o qual liga o Mediterrâneo com o oceano Atlântico (MOREIRA, 2006, p. 95-96).

No século XIX, com o crescimento ferroviário, os engenheiros de túneis vieram a adotar outras inovações. Por exemplo, em 1867, no túnel *Hoosac* (Figura 3.3), no estado americano de *Massachusetts*, utilizou-se pela primeira vez uma escavação com nitroglicerina. Também nesse túnel foram utilizadas as primeiras perfurações por meio de ar comprimido. Moreira (2006, p. 96) sublinha que a utilização desse equipamento de perfuração, além de eficiente, veio a revolucionar as condições de trabalho e segurança dos operários.



Figura 3.3 – túnel *Hoosac* foto do portal oeste em agosto de 1946 (MOREIRA, 2006, p. 96)

Os túneis superficiais, atualmente utilizados em sistemas de água/esgoto ou tráfego dentro das cidades, tiveram de se desenvolver em solos brandos e, por isso mesmo, suas escavações necessitam de uma estrutura de suporte designada *Shield* (escudo, carapaça ou blindagem) que impede o colapso da cavidade na frente da escavação. A primeira implantação dessa tecnologia foi concebida pelo engenheiro Marc Brunel e foi utilizada pela primeira vez em meados do século XIX em Londres durante a construção do túnel subfluvial sob o Tâmesa (Figura 3.4). Posteriormente, seguindo a ideia de Brunel, os engenheiros vieram desenvolvendo e aperfeiçoando grandes máquinas escavadoras de túneis que em muito têm contribuído para otimização da construção e segurança dos operários. Em 1957 foram utilizadas pela primeira vez em Toronto, no Canadá, tuneladoras (ou também chamadas de TBM – *Tunnel Boring Machine*) para abertura de um túnel de esgoto através de formações de xisto e calcário (MOREIRA, 2006, p. 96-97).



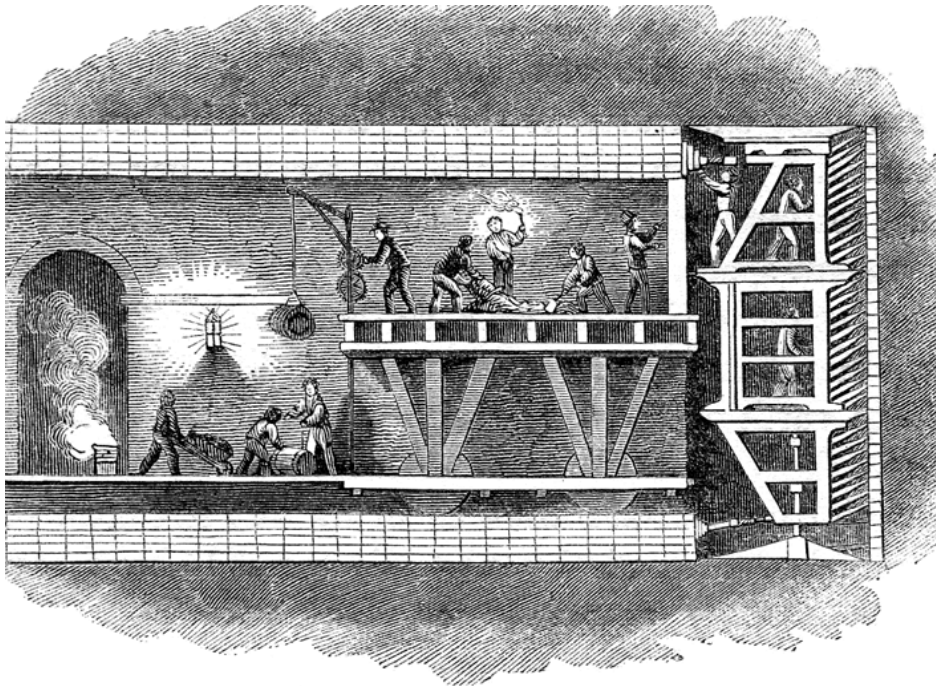


Figura 3.4 – detalhe da frente de escavação do túnel sob o Tâmesa projetado por Marc Brunel em 1843 (WIKIPEDIA, 2016)

Contudo, apesar dos túneis serem obras antigas, apenas em meados do século XX intensificou-se as pesquisas que buscavam melhor compreensão do comportamento mecânico dessas estruturas. A partir de 1938 iniciou-se a aplicação e desenvolvimento da mecânica dos solos com a instrumentação do metrô de Chicago por Terzaghi. E desde essa data a engenharia de túneis vem sendo marcada cada vez mais por uma série de avanços, tais como: aplicação da teoria da elasticidade e plasticidade, intensificação do uso do computador, aplicação de métodos numéricos, aprimoramento na instrumentação e interpretação de dados e, como consequência, o desenvolvimento de metodologias cada vez mais seguras de projeto e construção (SILVEIRA, 1974 apud COUTO, 2011, p. 25-26).

Além disso, desde a década de 60, os projetos de túneis vêm sendo concebidos com a finalidade de melhorar a qualidade de vida dentro das cidades, uma vez que tais obras permitem utilizar a superfície para fins mais nobres como moradia e lazer. Contudo, paradoxalmente, com o aumento da utilização do subsolo cresce também a preocupação com o impacto ambiental que essas obras podem causar, como por exemplo, afetar estruturas existentes ou influenciar em cursos de água natural alterando a utilização do solo da região (SILVEIRA, 1974 apud COUTO, 2011, p. 26-27).

### 3.2 PROJETO DE TÚNEIS

No estudo, análise e detalhamento de estruturas subterrâneas é necessário que haja a participação conjunta, no mínimo, das seguintes disciplinas: geologia, engenharia geotécnica, tecnologias de construção, engenharia estrutural e princípios contratuais e legislativos (I.T.A. WORKING GROUP ON GENERAL APPROACHES TO THE DESIGN OF TUNNELS, 1988, p. 237). O fluxograma da Figura 3.5 resume as principais etapas envolvidas nos projetos de túneis.

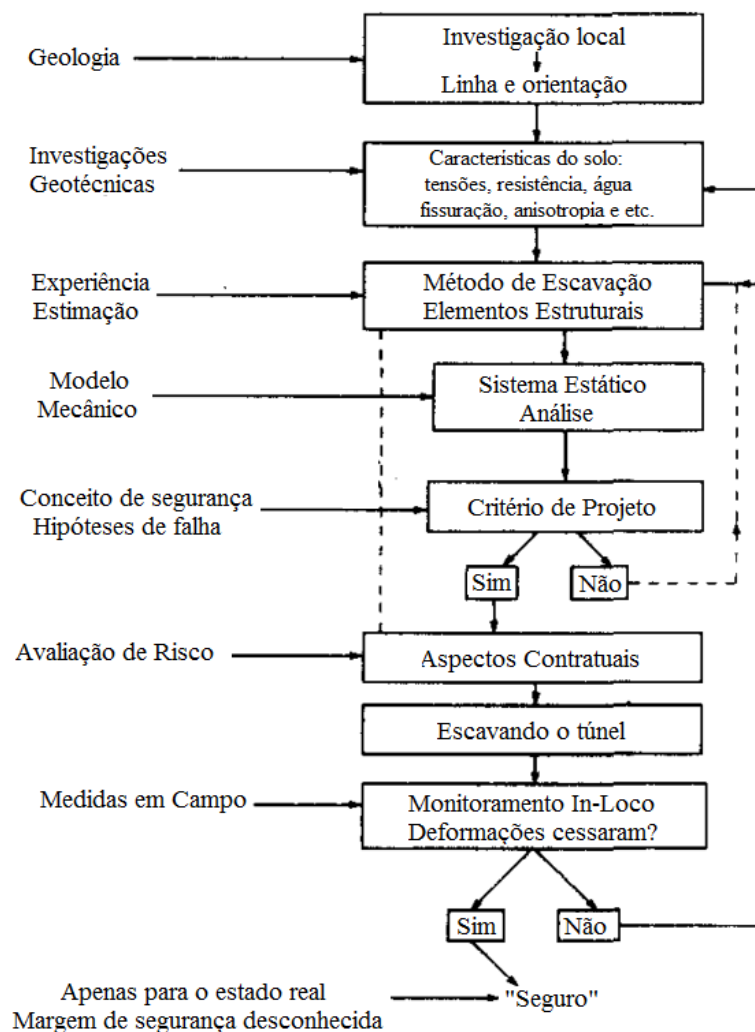


Figura 3.5 – etapas envolvidas nos projetos de túneis (adaptado de I.T.A. WORKING GROUP ON GENERAL APPROACHES TO THE DESIGN OF TUNNELS, 1988, p. 238)

Os conhecimentos geológicos aplicados na investigação local servem para determinar o alinhamento, orientação e profundidade da abertura do túnel. Em seguida as investigações

geotécnicas, como por exemplo sondagens, são aplicadas para determinar as tensões *in situ*, a resistência, a presença de falhas, nível de água e heterogeneidade do solo ou rocha (I.T.A. WORKING GROUP ON GENERAL APPROACHES TO THE DESIGN OF TUNNELS, 1988, p. 238).

Com essas informações em mãos e através da experiência profissional, os engenheiros fazem estimativas preliminares para determinar o formato da seção transversal, a escolha do método de escavação, os métodos de eliminação de água e terra e a necessidade de elementos estruturais para estabilizar a cavidade do túnel. Nessa etapa é necessário elaborar alguns modelos estruturais para avaliar a segurança do projeto. Diferentes modelos podem ser utilizados para cada fase de escavação, para cada tipo de suporte inicial e revestimento final, bem como para diferentes comportamentos mecânicos do maciço ao longo do túnel. Durante essa etapa é utilizado algum conceito de segurança elaborado a partir de hipóteses de falha. Esse conceito de segurança pode ser baseado tanto em tensões e deformações limites quanto em determinados modos de falha. (I.T.A. WORKING GROUP ON GENERAL APPROACHES TO THE DESIGN OF TUNNELS, 1988, p. 238)

Nessa altura do projeto, é importante fazer uma avaliação dos riscos por parte do contratante e do proprietário para englobar nas negociações contratuais. Riscos como: falhas estruturais da cavidade e/ou do revestimento do túnel, falhas funcionais durante e após a construção do túnel bem como riscos financeiros. Esses riscos são levados em conta na definição das responsabilidades e cláusulas contratuais. (I.T.A. WORKING GROUP ON GENERAL APPROACHES TO THE DESIGN OF TUNNELS, 1988, p. 238)

Posteriormente, uma das etapas mais importantes é o monitoramento *in-situ* das deformações e tensões no entorno do túnel bem como a observação do maciço na escavação. Como o maciço apresenta muita complexidade, essa etapa permite confirmar a validade das informações da investigação e os modelos utilizados para o cálculo (BRADY & BROWN, 2004, 491). Mesmo assim, apenas o acompanhamento das deformações durante a escavação não é suficiente para atestar a segurança, uma vez que não fornece o quão perto a estrutura pode estar de um colapso súbito. Por isso, os resultados das medições e experiências em campo devem estar à disposição do engenheiro estrutural, para que este revise o seu modelo, ajustando-o se necessário ao comportamento real. (I.T.A. WORKING GROUP ON GENERAL APPROACHES TO THE DESIGN OF TUNNELS, 1988, p. 238). Em razões disso, muitos projetos começam com modelos mais simples que vão se tornando cada vez mais complexos conforme as últimas

informações do monitoramento. Não raro, devido aos riscos envolvidos, alguns projetos utilizam um túnel piloto para estudos e ajustes do modelo, como por exemplo, o túnel Seikan (MATSUO, 1986) sob o estreito de Tsugaru no Japão. Em geral, de certa forma, todos os elementos do fluxograma da Figura 3.5 acabam sendo considerados durante a fase de execução do túnel.

Além dessas considerações, é recomendado que o projetista preserve o mesmo grau de simplicidade e refinamento durante todo o processo de análise. Por exemplo, seria temeroso aplicar ferramentas matemáticas muito refinadas com parâmetros imprecisos ou de difícil suposição (I.T.A. WORKING GROUP ON GENERAL APPROACHES TO THE DESIGN OF TUNNELS, 1988, p. 238).

### 3.3 MÉTODOS DE ESCAVAÇÃO

Há diversas formas de se executar túneis, tanto profundos quanto superficiais. A Figura 3.6 resume os principais tipos de escavações.

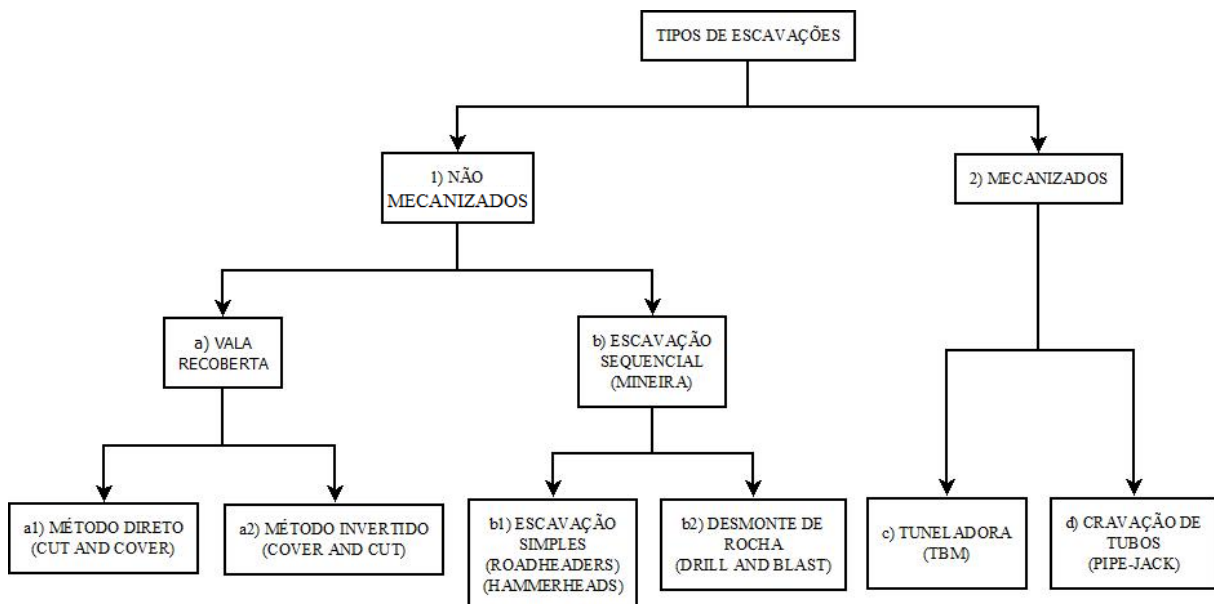


Figura 3.6 – Tipos de escavações

Os tipos de escavações se dividem em dois grandes grupos: 1) não mecanizados e 2) mecanizados. Sendo que a principal diferença é que esta última utiliza grandes máquinas como c) tuneladoras ou o recurso de d) cravação de tubos com macacos hidráulicos.

As **tuneladoras** são máquinas escavadoras com alta produtividade. Possuem excelente regularidade e qualidade durante a escavação da seção. Geralmente possuem maquinário acoplado para executar o revestimento, por exemplo, com peças pré-moldadas de concreto ou concreto projetado. Quando o maciço a ser escavado é pouco resistente é utilizada uma carapaça (*shield*) no trecho não revestido (imediatamente anterior à frente de escavação) para evitar o colapso da cavidade. Contudo, por apresentarem seção constante, são inflexíveis quanto a mudança de geometria da seção do túnel. Além disso, como são projetadas por encomenda, necessitam de um elevado investimento.

O método mecanizado de **cravação de tubos** consiste em conectar dois poços cravando tubos com auxílio de macacos hidráulicos e uma parede de reação. É comum quando se tem pouca distância a vencer, túneis superficiais e solos brandos. São, portanto, preferencialmente utilizados em obras de fornecimento de água, eletricidade e gás nas cidades.

Em contrapartida os métodos não mecanizados são caracterizados pela ausência desses equipamentos e podem ser agrupados em vala recoberta e escavação sequencial. O método da **vala recoberta** é utilizado preferencialmente para túneis superficiais e pode ser executado de duas formas: *Cut and Cover* (corta e cobre) ou *Cover and Cut* (cobre e corta). A Figura 3.7 ilustra as etapas desse método de escavação.

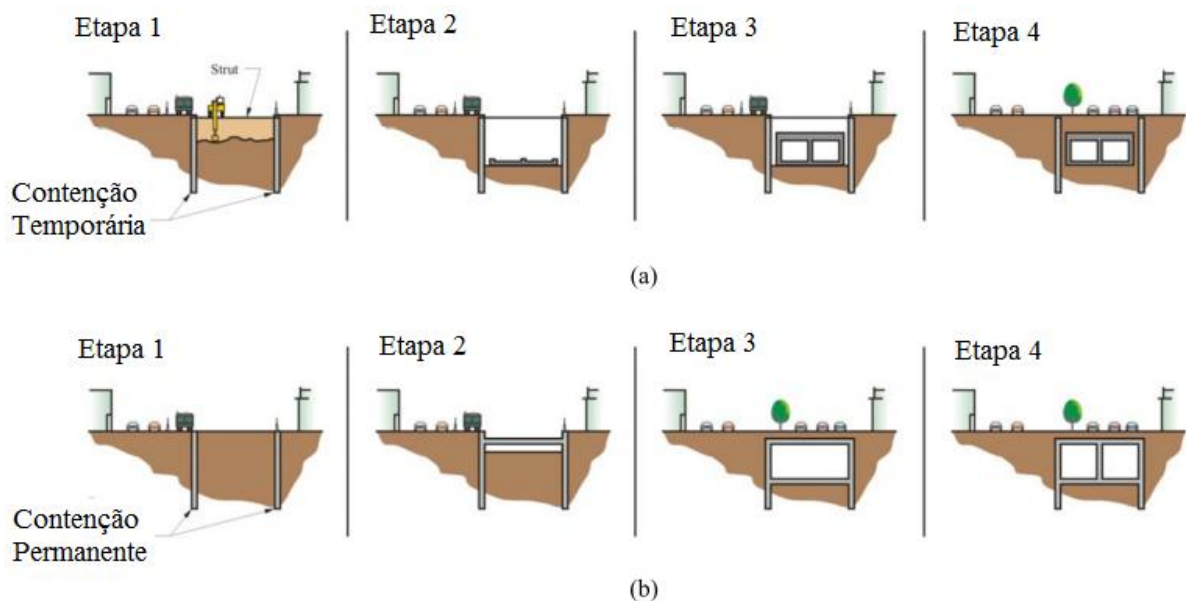


Figura 3.7 – método de escavação: (a) *Cut and Cover* e (b) *Cover and Cut* (adaptado de NATIONAL HIGHWAY INSTITUTE, 2009, p. 122)

A **escavação sequencial** é a que permite maior flexibilidade quanto à geometria da seção e é ideal para escavar galerias de formatos complexos, como por exemplo, estações. Essa escavação pode ser feita por: b1) simples escavação e/ou b2) por perfuração e detonação com dinamite. Ambas são chamadas de escavação mineira, uma vez que são métodos tradicionalmente empregados em minas. A simples escavação utiliza ferramentas manuais e equipamentos mecânicos para quebrar o maciço tais como *Roadheader* e *Hammerhead* (Figura 3.8). Tais equipamentos mecânicos são mais versáteis em comparação com as TBMs e possuem boa produtividade.

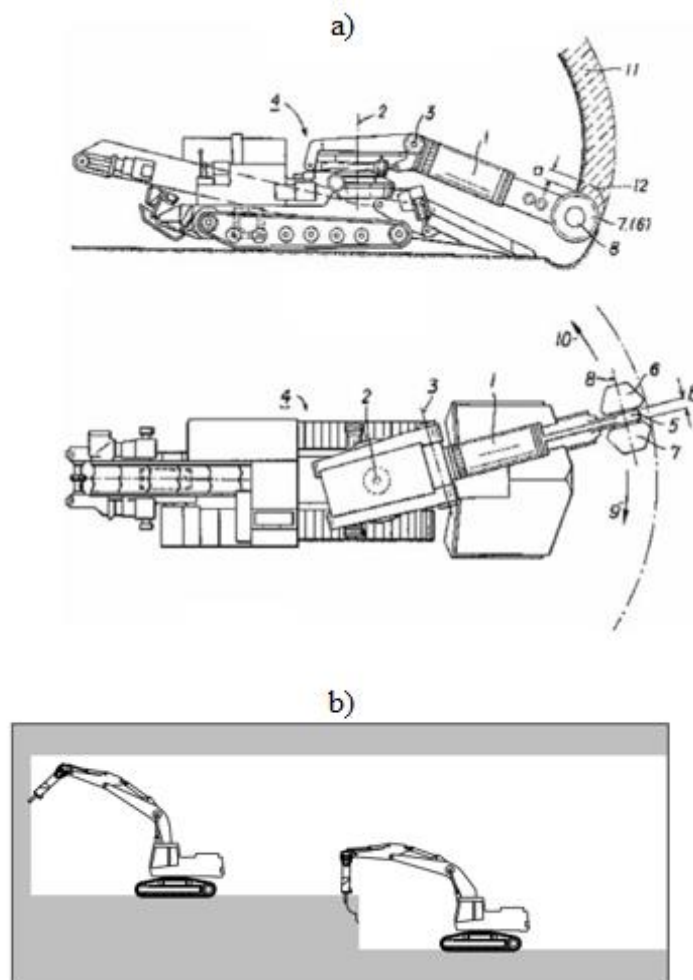


Figura 3.8 – equipamentos utilizados na escavação manual: a) *Roadheader* (KWIETNEWSKI et al., 2011, p. 19); b) *Hammerhead* (HEINIÖ, 1999, p. 267)

Muitas vezes, devido à dificuldade de penetração no maciço, é necessário utilizar o método de perfuração e detonação. O ciclo desse último tipo de escavação é ilustrado na Figura 3.9.

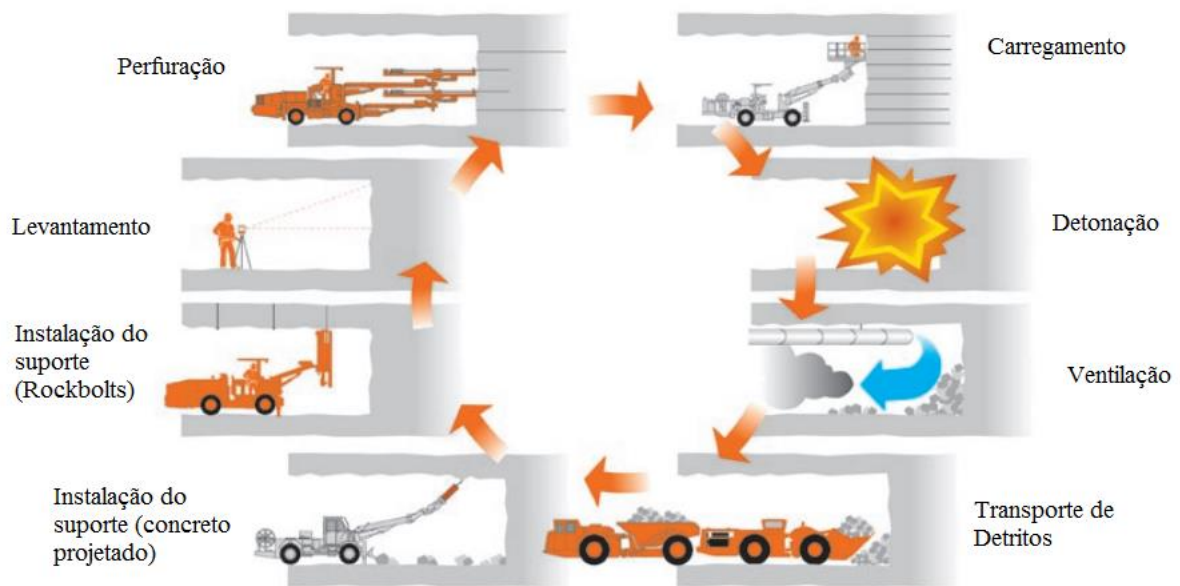


Figura 3.9 – sequência executiva do método de escavação por perfuração e detonação (adaptado de HEINIÖ, 1999, p. 215)

Durante a escolha do método de escavação, o engenheiro deve levar em conta diversos fatores, tais como: geometria da seção, comprimento do túnel, volume a ser escavado, condições geológicas, nível de água no terreno, restrições quanto a vibrações, estabilidade da cavidade, assentamentos do terreno, hipóteses de projeto, segurança dos operários, viabilidade ambiental e econômica. Em vista dessa complexidade envolvida é possível utilizar mais de um método de escavação ao longo do eixo do túnel e, além disso, a seção pode ser escavada plena ou parcializada.

Esse trabalho se aplica à túneis profundos e, portanto, aqueles que fazem uso de escavações simples, desmonte de rocha e tuneladoras.

### 3.4 REVESTIMENTOS

O revestimento ou suporte de um túnel tem como finalidade atender à critérios operacionais de manutenção do túnel e de estabilidade da cavidade a curto, médio e longo prazo. O revestimento do túnel é composto por um **revestimento primário** e, quando necessário, um **revestimento secundário**. A Figura 3.10 ilustra os elementos de uma seção típica de um túnel rodoviário.



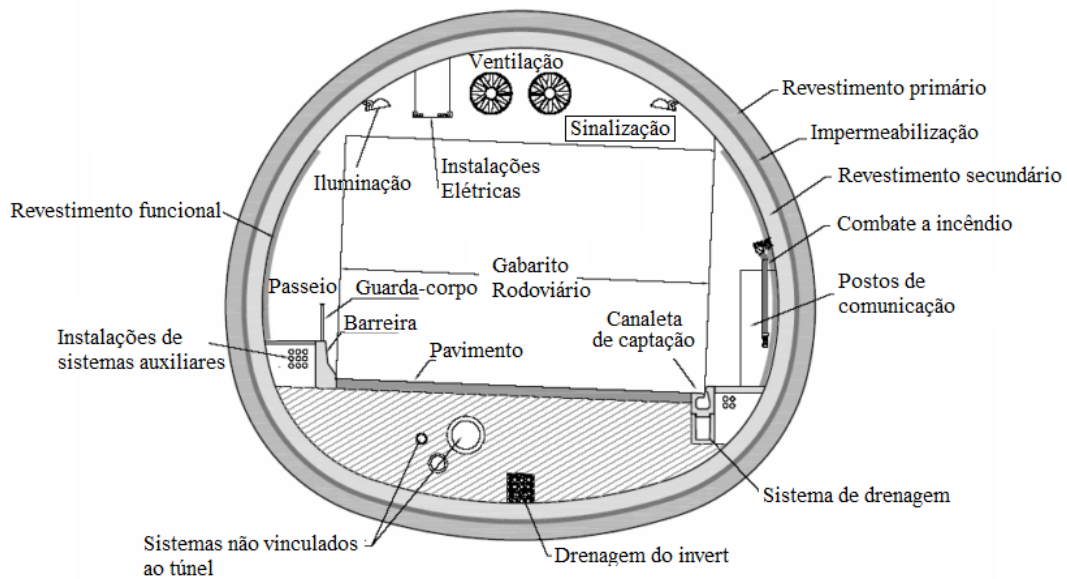


Figura 3.10 – ilustração dos elementos internos do túnel (SÃO PAULO, 2005, p. 20)

O **revestimento primário**, também chamado de suporte inicial, é o conjunto de elementos aplicados antes ou imediatamente após a escavação e que tem a finalidade de manter a cavidade do túnel estável e segura durante as operações construtivas (SÃO PAULO, 2005, p. 6). É comumente utilizado nos métodos de escavações sequenciais. Os elementos usualmente empregados são: tela de aço e/ou cambota ou treliça metálica, concreto projetado com ou sem fibras, chumbadores (*Rockbolts*), tirantes radiais (*Cablebolts*), enfilagens no teto da escavação (também chamados de pré-suporte) e tirantes frontais para estabilizar a frente de escavação. Além disso, pode-se utilizar técnicas que buscam melhorar o maciço tais como injeções químicas, rebaixamento do lençol freático e/ou barbacãs, que são drenos curtos para retirada de água. A Figura 3.11 mostra algumas dessas estruturas.

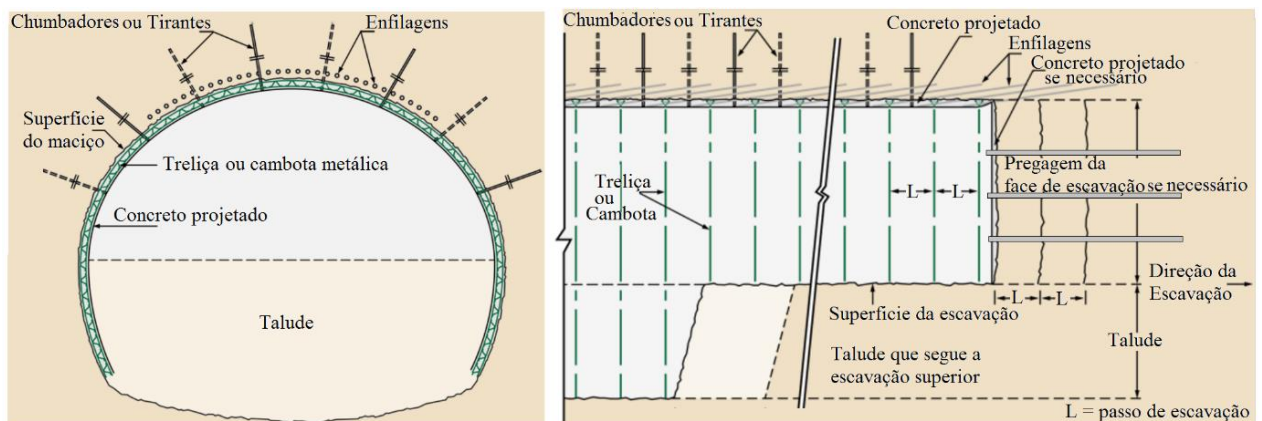


Figura 3.11 – exemplo de estruturas de suporte (adaptado de NATIONAL HIGHWAY INSTITUTE, 2009 apud SMITH, 2017, p.1)



Por sua vez, quando não basta apenas o revestimento primário, é adicionado o **revestimento secundário** com a principal função de satisfazer a estabilidade da cavidade a médio e longo prazo. O revestimento secundário pode ser composto por uma camada adicional de concreto ou a colocação de anéis de concreto pré-moldado. O Quadro 3.1 apresenta alguns revestimentos primários e secundários utilizados na prática em função da resistência do maciço.

Terreno	Chumbadores	Chumbadores com tela	Chumbadores com concreto projetado	Armadura de aço e treliça com concreto projetado	Concreto lançado	Concreto Pré-moldado
Rocha forte	O	O				
Rocha média		O	O			
		O	O	O		
Rocha macia			O	O	O	O
				O	O	O
Solo				O	O	O

Quadro 3.1 - alguns suportes iniciais utilizados na prática em função da classificação do terreno (adaptado de NATIONAL HIGHWAY INSTITUTE, 2009)

Quando se utiliza o revestimento secundário, o revestimento primário tem a finalidade exclusiva de garantir estabilidade local da cavidade do túnel a curto prazo. Contudo, cada vez mais vem se pesquisando a influência de ambos os revestimentos no desempenho final do túnel, como por exemplo, os estudos de Couto (2011) e Bobermin (2014) sobre a influência dos tirantes radiais no perfil de convergências de túneis profundos.

Além da estabilidade e convergência do túnel é necessário que o revestimento seja dimensionado e verificado considerando as possíveis ações que podem atuar sobre o mesmo. O Quadro 3.2 resume algumas das principais ações que podem atuar sobre o revestimento.

AÇÕES SOBRE O REVESTIMENTO		
AÇÕES PERMANENTES	AÇÕES VARIÁVEIS	AÇÕES EXCEPCIONAIS
Empuxo e peso próprio de terras não removíveis	Sobrecargas de ocupação superficial variável ao longo da vida útil	Ar comprimido
Empuxos resultantes de ações permanentes aplicadas sobre o solo, como ocupações superficiais, edificações e etc.	Sobrecargas de trens-tipo rodoviários e ferroviários de superfície, e eventualmente especiais	Efeitos de escavações nas vizinhanças
Peso próprio da estrutura	Sobrecargas de aterros e escavações superficiais, eventualmente assimétricas - potenciais terrenos de empréstimo e bota-fora	Remoção do terreno de cobertura
Peso próprio de todos os elementos e equipamentos permanentes internos ao túnel, que são geralmente desprezados, a critério do projetista, em função da sua significância	Cargas dos veículos no interior do túnel, que são geralmente desprezados, a critério do projetista, em função da sua significância	Explosões
Empuxos hidrostáticos	Temperatura e retração	Incêndios, enchentes, sismos

Quadro 3.2 – ações sobre o revestimento (adaptado de SÃO PAULO, 2005)

### 3.5 COMPORTAMENTO DO MACIÇO FRENTE À ESCAVAÇÃO E COLOCAÇÃO DO REVESTIMENTO

A construção de um túnel, do ponto de vista do maciço, é uma perturbação no seu estado natural de tensões. A abertura de um túnel em um maciço previamente equilibrado:

[...] pode ser entendida como a remoção das tensões existente no contorno da escavação realizada. Essa remoção acarreta em um rearranjo do estado de tensões do maciço, que busca uma nova configuração de equilíbrio. O equilíbrio estabelecido pode ser alcançado sem a adoção de um sistema auxiliar de suporte, se tratando nesse caso de um maciço classificado como *autoportante*; ou, como ocorre na maioria dos casos, com o auxílio de um sistema de suporte, por exemplo, a adoção de uma estrutura de concreto projetado no contorno da escavação para conter as deformações do maciço. (ROCHA, 1971 apud FRANÇA, 2006, p. 8)

Segundo Lombardi (1974, p.1520) há duas características fundamentais relacionadas à escavação e colocação de revestimentos em túneis: a primeira é a forma essencialmente tridimensional do campo de tensões na frente de escavação e a segunda é a interação entre o maciço e o suporte.

A frente de escavação cria uma zona de influência tridimensional onde as tensões tangenciais são mobilizadas, ocasionando, portanto, o desvio das tensões principais. Segundo Souza (1998) apud França (2006, p. 9) esse fenômeno, chamado de **arqueamento das tensões** (Figura 3.12), faz com que a direção das tensões principais deixe de coincidir com os planos verticais e horizontais que passam pelo eixo do túnel.

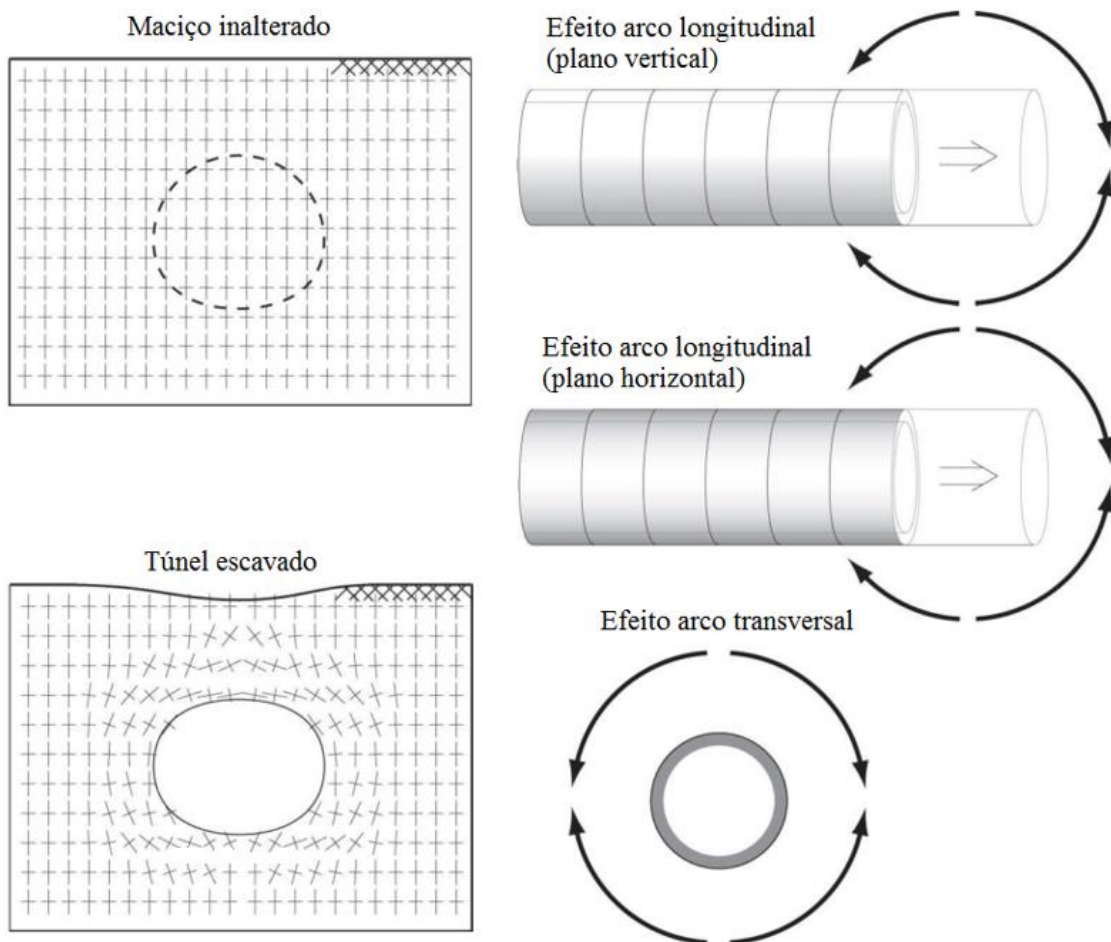


Figura 3.12 – efeito de arqueamento das tensões principais (adaptado de FRANÇA, 2006, p. 10-11)

Como ilustra a Figura 3.13, esse fenômeno de arqueamento cria uma zona de influência da frente de escavação em que os deslocamentos no maciço deixam de ser puramente radiais.

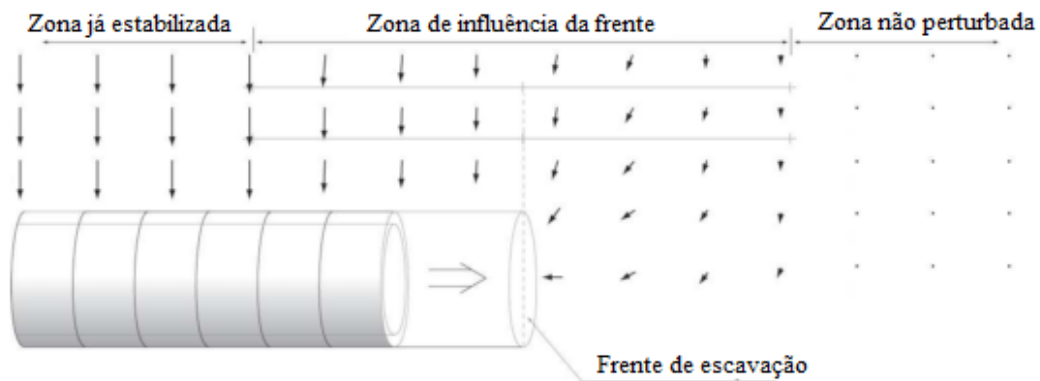


Figura 3.13 – campo vetorial de deslocamentos no maciço durante a escavação do túnel (FRANÇA, 2006, p. 12)

Com o objetivo de demonstrar os efeitos do avanço da frente de escavação, Hanafy e Emery (1980) apud Couto (2011, p. 42) modelaram, utilizando um maciço com comportamento elástico, os deslocamentos radiais em torno da frente de escavação (Figura 3.14). Esses autores verificaram que os deslocamentos se iniciam a uma distância de cinco raios para dentro do maciço a partir da frente de escavação. Na face de escavação, o deslocamento é superior a 35% do total sendo que a uma distância de um raio para dentro do túnel, o deslocamento é de aproximadamente 80% e quase 100% do total quando a distância ultrapassa dois raios (HANAFY & EMERY, 1980 apud COUTO, 2011, p. 41-42).

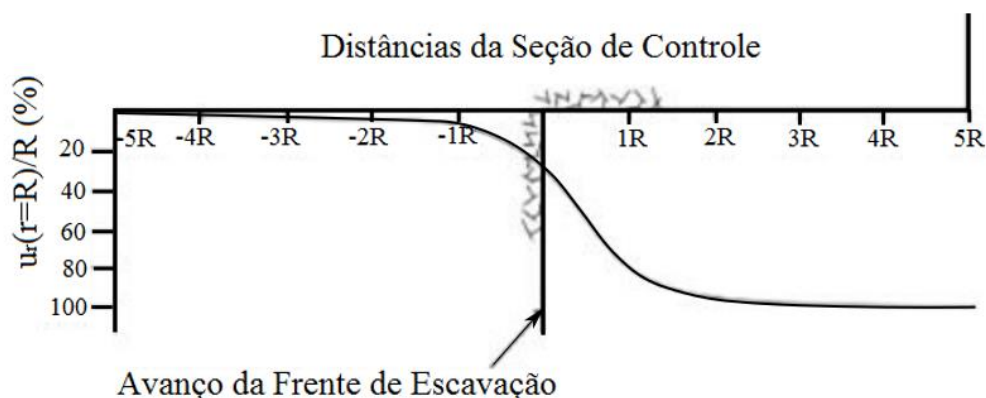


Figura 3.14 – deslocamento radial (ou perfil de convergências) próximo à frente de escavação (HANAFY e EMERY, 1980 apud COUTO, 2011, p. 41-42)

Além da zona de influência da frente de escavação, outra complexidade se encontra na interação entre o maciço e o suporte. Como a redistribuição das tensões para as zonas vizinhas no interior do maciço vão depender também dos deslocamentos permitidos pelo suporte tem-se um problema altamente hiperestático que não dependerá apenas das tensões iniciais e das

características geométricas da seção, mas também, de uma forma geral, do comportamento conjunto do maciço e do revestimento. A rigidez relativa entre os dois materiais, a deformação do maciço no momento de colocação do revestimento, a distância do revestimento da frente de escavação e, quando há comportamentos dos materiais dependentes do tempo, a velocidade de avanço da construção do túnel, são alguns fatores que influenciam na redistribuição das tensões e deformações.

Portanto, o efeito de arqueamento irá interagir com o suporte. A Figura 3.15 ilustra a distribuição das tensões juntamente com os deslocamentos radiais ao longo de uma linha longitudinal situada no teto de um túnel revestido. Logo adiante da frente de escavação, no ponto B, há uma concentração de tensões devido ao arqueamento longitudinal das tensões verticais que decresce até o ponto C. No trecho não suportado CD as tensões verticais são nulas e na ponta do suporte, ponto E, ocorre novamente uma concentração de tensões que vai diminuir, tal como no ponto F, após frente de construção passar e se distanciar (EISENSTEIN et al., 1984 apud COUTO, 2011, p. 41).

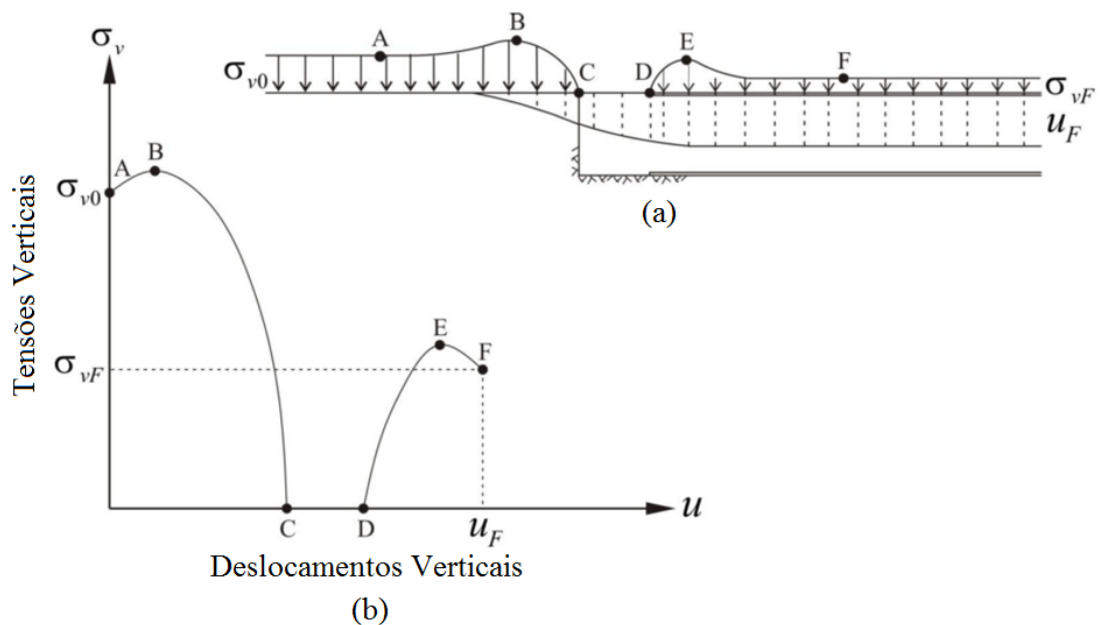


Figura 3.15 – (a) distribuição das tensões verticais e dos deslocamentos radiais ao longo de uma linha longitudinal situada no teto do túnel; (b) curva de reação maciço-suporte (EISENSTEIN et al., 1984 apud COUTO, 2011, p. 41)

Outra questão importante é a forma da seção do túnel. Nem todos os túneis são escavados de forma circular, como por exemplo, os que possuem seção tipo ferradura (ou D-invertido). Ao contrário da seção circular, outros formatos podem apresentar concentrações de tensões

próximas às quinas do contorno da seção. A Figura 3.16 mostra a distribuição de tensões para túneis em meio elásticos com e sem condições de tensões geostáticas-hidroestáticas.

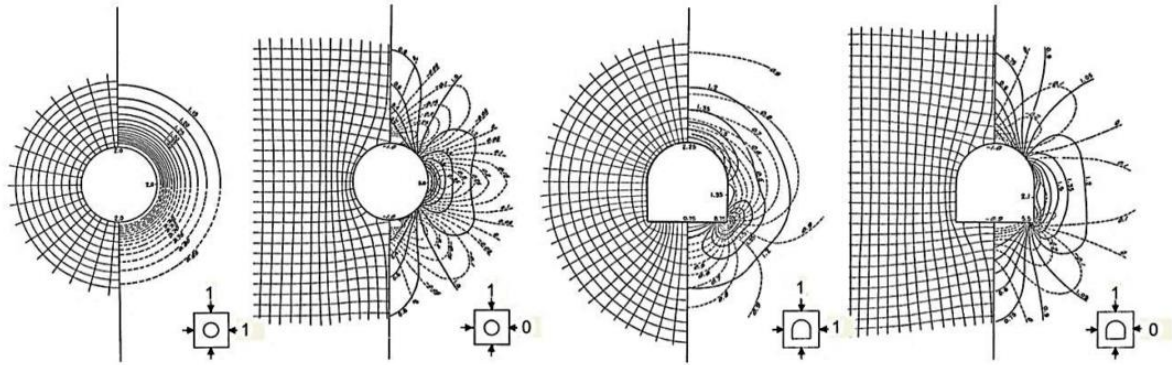


Figura 3.16 – diagrama de tensões em meio elástico com e sem condições de tensões hidroestáticas para seção circular e seção ferradura (HOEK & BROWN, 1980 apud SHRESTHA, 2014, p. 13)

Tensões diferentes das condições geostáticas-hidroestáticas ocorrem, por exemplo, em túneis superficiais (que apresentam uma profundidade  $H$  menor do que 10 raios  $R_e$ ). Nesses casos, para uma seção circular, por exemplo, tal como mostra a Figura 3.16, o campo de tensões deixa de ser puramente radial. Como consequência, a deformação da seção do túnel não será mais radial. A Figura 3.17, mostra os modos de deformações de uma abertura circular próximo a superfície.

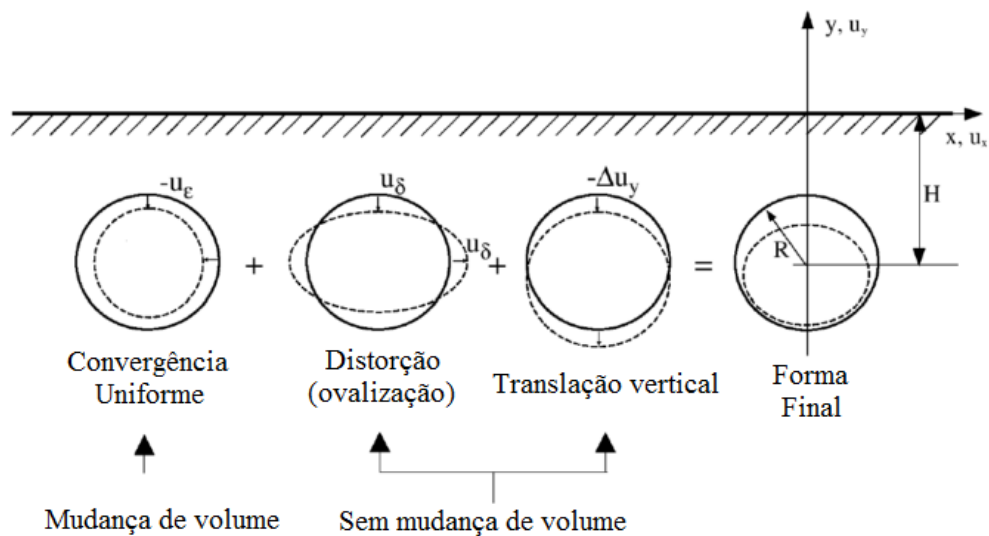


Figura 3.17 – modos de deformações em abertura circular em túneis superficiais (PINTO & WHITTLE, 2000, p. 31)

Contudo, para esses tipos de túneis rasos, tão ou mais importante do que o projeto do revestimento são os recalques superficiais. Devido à proximidade do túnel da superfície, ocorrerão assentamentos que podem afetar as estruturas existentes. A Figura 3.18, ilustra a bacia de assentamento típica de um túnel raso.

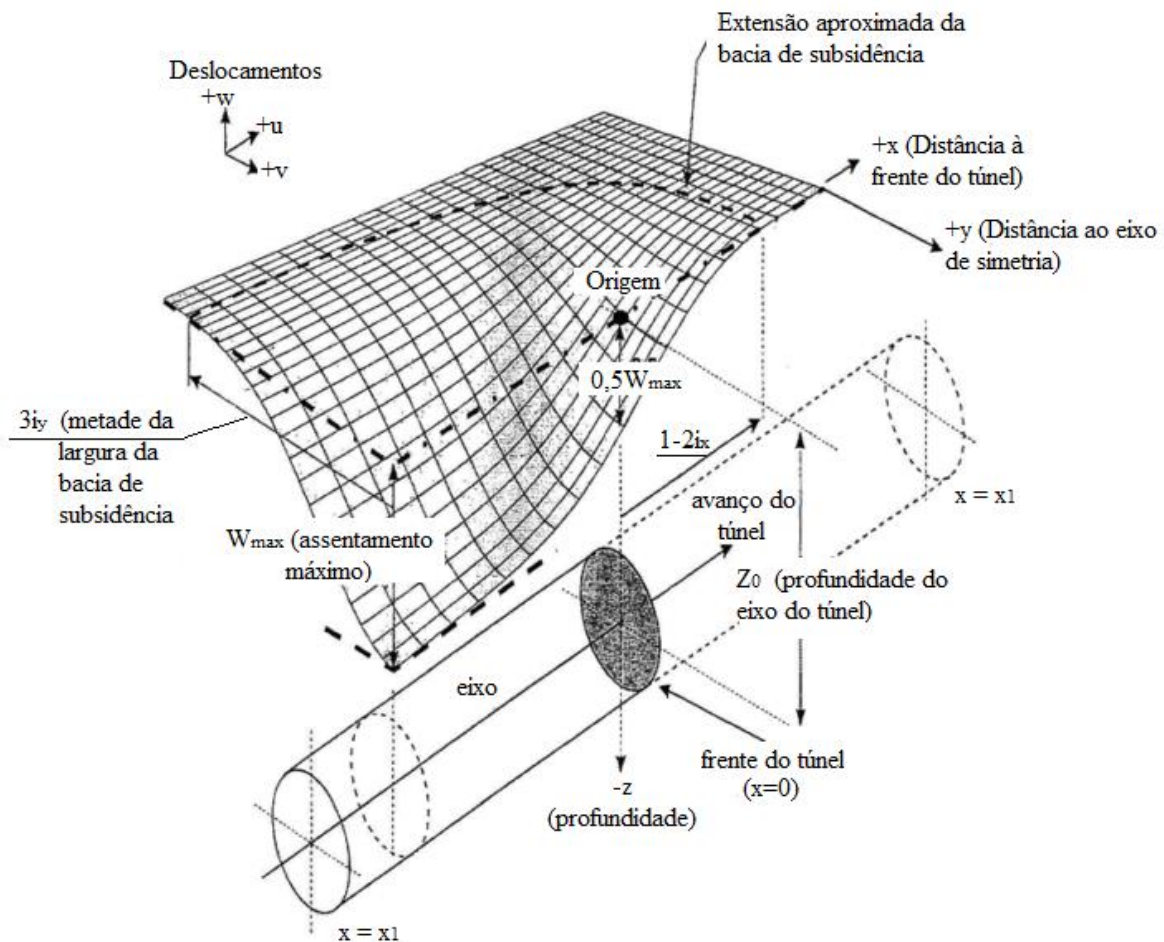


Figura 3.18 – bacia de assentamento de um túnel raso (POTTS, 2001 apud AMARAL, 2006, p. 8)

### 3.6 COMPORTAMENTO DIFERIDO NO TEMPO

As deformações e tensões em túneis podem continuar evoluindo durante e após a construção e tender a uma estabilização no longo prazo, ou, dependendo do nível de tensões e deformações atingir a ruptura. Esse fenômeno diferido no tempo deve-se ao caráter reológico do maciço e do revestimento. Sempre que o maciço e/ou o revestimento apresentarem um comportamento diferido no tempo esse efeito deve ser considerado, pois muitas vezes, atinge ordem de grandeza



equivalente aos efeitos de curto prazo. A Figura 3.19 ilustra, por exemplo, o perfil de convergências obtidas em análises axissimétricas com revestimento elástico e maciço viscoplástico.

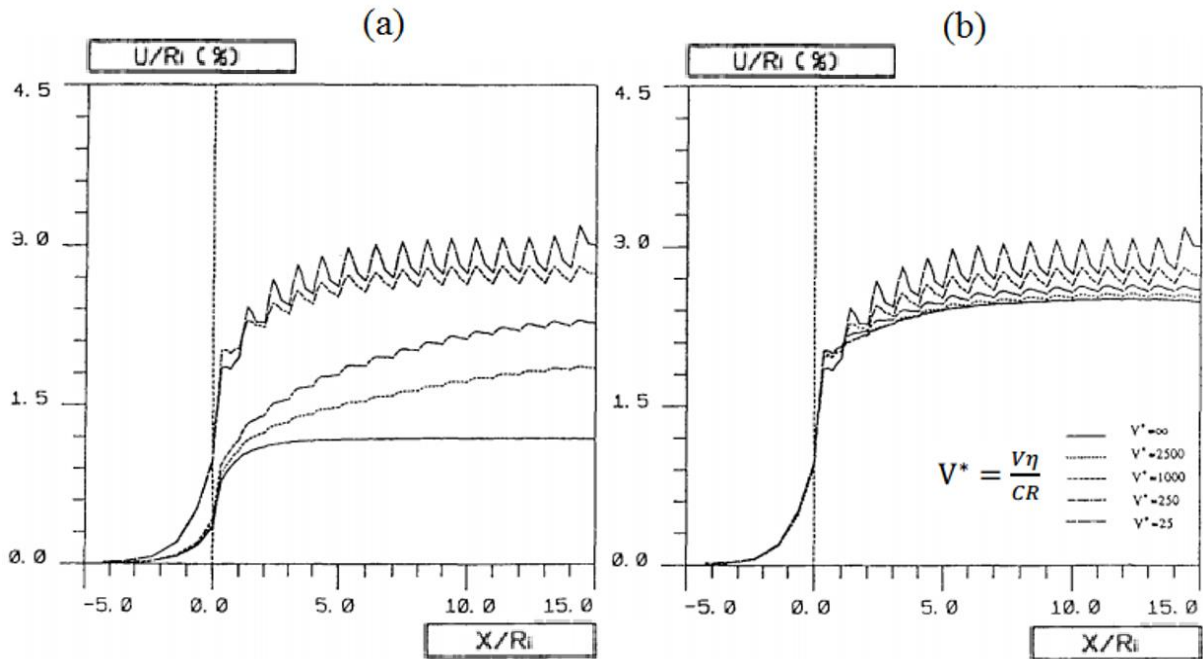


Figura 3.19 – perfil de convergência em função da velocidade de construção adimensionalizada no (a) fim da construção e (b) após a estabilização das deformações (adaptado de BERNAUD, 1991, p. 214)

Pode-se notar nas curvas da Figura 3.19, que quanto maior a velocidade (nesse caso adimensionalizada pela coesão  $C$ , viscosidade  $\eta$  e o raio  $R$ ) maiores são as diferenças entre as convergências no final da construção (a) e após a estabilização do fenômeno (b), apesar da magnitude da deformação final ser um pouco menor para velocidades maiores. Isso ocorre, pois, o revestimento elástico limita o desenvolvimento das deformações viscosas do maciço. As ondulações que aparecem nas curvas ocorrem devido a viscosidade durante o tempo entre as etapas de escavação do túnel, e seus picos estão relacionados com a distância não revestida logo atrás da frente de escavação. Já a frequência dessas ondulações está relacionada com a velocidade do ciclo escavação-revestimento. Pode-se ver que para velocidade infinita praticamente não há ondulações.

Uma outra observação importante obtida dos estudos desses modelos é a magnitude das deformações diferidas frente as deformações instantâneas obtidas com modelos de maciço elástico ou elastoplástico. Conforme pode-se ver nas curvas da Figura 3.20, feitas a partir de



um modelo bidimensional axissimétrico, o perfil de convergências de um maciço viscoso se encontra a meio-caminho entre o elástico e o elastoplástico.

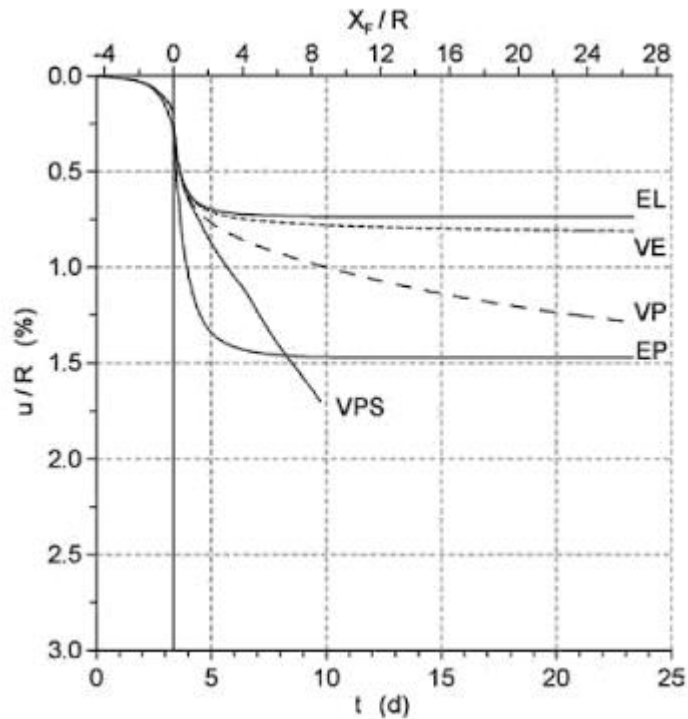


Figura 3.20 – perfil de convergências, considerando análise axissimétrica com maciço elástico (EL), elastoplástico (EP), viscoelástico (VE), viscoplástico com fluência em regime secundário (VP) e em regime terciário (VPS), todos na ausência de revestimento (STERPI, 2006, p. 329)

### 3.7 MÉTODOS DE DIMENSIONAMENTO/VERIFICAÇÃO DE TÚNEIS E SEUS REVESTIMENTOS

Com o passar do tempo vários métodos e modelos de concepção estrutural foram propostos, conforme mostra a Figura 3.21 extraída de Iftimie (1996, p. 18). Segundo esse autor, a evolução dos métodos em geral corresponde a dois domínios da mecânica de meios deformáveis: 1) a resistência dos materiais e 2) a teoria da elasticidade. Além desses dois domínios, existem alguns métodos empíricos com base na experiência, observações e medições.

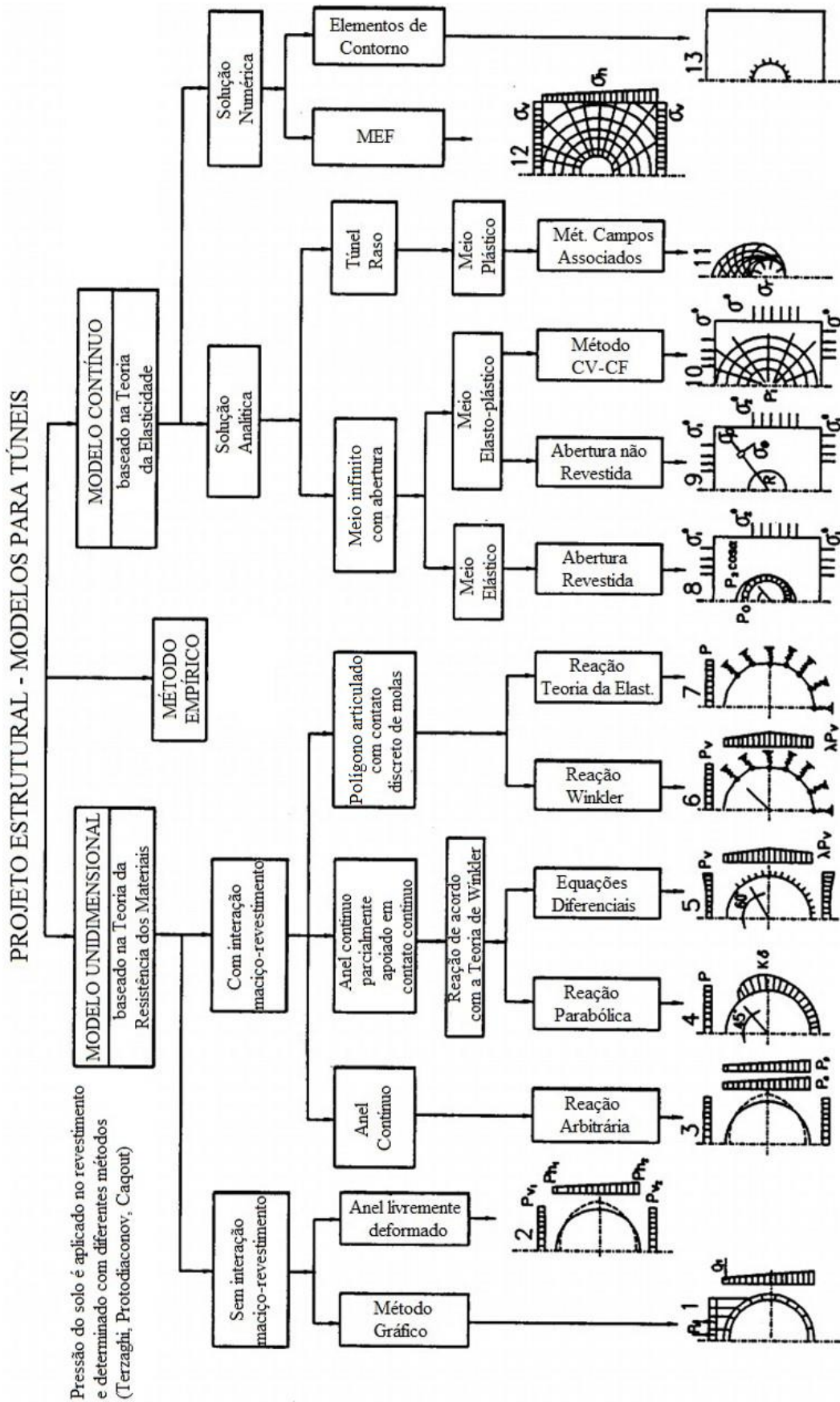


Figura 3.21 – modelos estruturais para verificação e dimensionamento de túneis (adaptado de IFTIMIE, p. 18, 1996)

Os **métodos empíricos**, de uma forma geral, consistem em reproduzir suportes que se mostraram eficientes em condições mais ou menos parecidas com as do projeto em estudo. Assim, algumas obras obtêm o *status* de “obra de referência” (COUTO, 2011, p. 43). Nessa linha, atualmente destacam-se métodos como o *New Austrian Tunneling Method* (NATM) bem como a utilização dos sistemas *Rock Mass Rating* (RMR), proposto por Bieniawski (1989) e Q de Barton (1974), que são utilizados para classificar, ponderar a qualidade do terreno e, por fim, propor sistemas de execução e suportes. Contudo, esses métodos empíricos devem ser aplicados apenas em estágios iniciais de um projeto, como uma primeira abordagem, pois apresentam bastante subjetividade e não permitem a quantificação de coeficientes de segurança.

Por outro lado, com **modelos unidimensionais** já é possível obter um diagrama de esforços capaz de dimensionar ou verificar o sistema de suporte. Nesses modelos o suporte é tratado como um modelo convencional de barra. Alguns desses métodos ignoram completamente a interação entre o maciço e o suporte, considerando o revestimento em forma de anel infinitamente rígido ou livremente deformável. No entanto, há aqueles que, pelo menos de forma simplificada, tentam levar em conta a rigidez e a deformação do suporte através de vínculos elásticos. As cargas externas são calculadas de diversas formas que, em resumo, derivam da região do maciço mobilizada durante a escavação. Porém, dessa forma simplificada, o tratamento das cargas carece de uma interação mais completa entre o maciço e o suporte.

Nos **modelos contínuos**, tanto o suporte quanto o maciço são tratados com a teoria da mecânica do contínuo. Iftimie (1996, p. 17) classifica esses modelos como: soluções analíticas e soluções numéricas.

As **soluções analíticas** consistem no uso de equações exatas deduzidas a partir do problema formulado de acordo com a teoria da elasticidade e da plasticidade. Contudo, como se busca uma solução exata (fechada) é necessário, durante a formulação e solução do problema, adotar algumas hipóteses simplificativas, tais como: seção circular, meio homogêneo infinito ou semi-infinito, estado plano de deformações ou axissimetria, estado de tensões iniciais geostático-hidroestático, entre outras, dependendo do caso, que limitam a utilização dessas soluções. As primeiras soluções analíticas empregadas decorrem do desenvolvimento teórico para determinar o campo de tensões e deformações em torno de aberturas em meio elástico. Lamé (1852), propôs a primeira solução (em estado plano de deformações) para aberturas cilíndricas em meio elástico submetido a um estado inicial de tensões hidroestático. Logo após, Kirsch (1898) propôs uma solução, para o mesmo tipo de abertura em meio elástico, porém

considerando um estado de tensões iniciais não hidrostático. Em geral, apesar das restrições envolvidas em soluções analíticas, esses modelos têm grande importância na interpretação do comportamento do maciço, em verificações de soluções numéricas e na proposta de métodos simplificados, tal como o método Convergência-Confinamento (PANET & GUELLEC, 1974).

Em contrapartida, as **soluções numéricas** propõem uma solução aproximada do problema. Dentre as soluções numéricas destacam-se o método dos elementos finitos (FEM – *Finite Element Method*), método dos elementos de contorno (BEM – *Boundary Element Method*) e o método das diferenças finitas (DEM – *Finite Difference Method*).

No restante desse capítulo é apresentado dois tipos de soluções que serão utilizadas nos estudos dessa dissertação: soluções analíticas (em elasticidade e plasticidade) e soluções numéricas pelo método dos elementos finitos. Também será introduzido o método simplificado da Convergência-Confinamento, não só pela importância que este tem em projetos, mas por prover um bom entendimento do comportamento interativo entre o maciço e o revestimento.

### 3.7.1 Soluções analíticas considerando estado plano de deformação radial

Para túneis profundos (que se aproximam de um estado de tensões hidrostático), com seções circulares afastadas da frente de escavação, é possível propor, uma vez que se terá apenas deformações radiais, uma solução analítica considerando um estado plano de deformações puramente radial. Isso significa que todas as variáveis dependerão apenas da direção radial, tornando as equações unidimensionais. Esse problema é ilustrado conforme Figura 3.22.

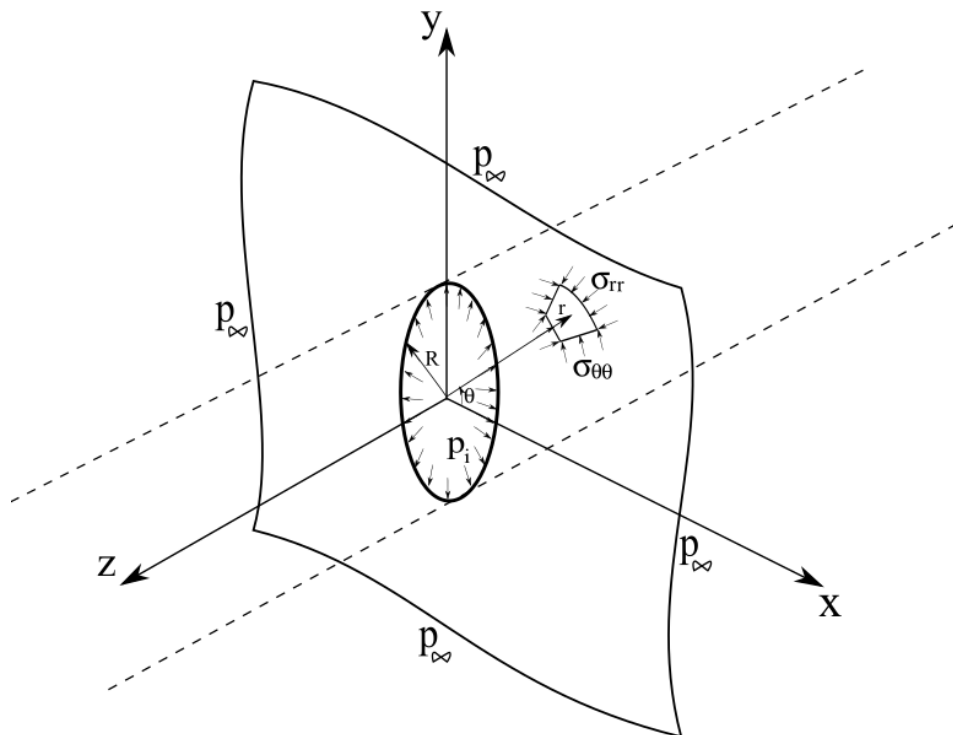


Figura 3.22 – problema em estado plano de deformações (elaborado pelo AUTOR)

Essa solução considera as seguintes hipóteses:

- a) seção do túnel circular;
- b) face do túnel plana e ortogonal ao eixo;
- c) maciço homogêneo e isotrópico;
- d) túnel profundo o suficiente e com seção afastada da frente de escavação.

Formulando o problema, considerando uma lei constitutiva elástica linear para o maciço, tem-se a seguinte solução para o campo de tensões e deslocamentos (CORBETTA, 1990):

$$\sigma_{rr} = (p_{\infty} - p_i) \left( \frac{R_e}{r} \right)^2 - p_{\infty} \quad (3.1)$$

$$\sigma_{\theta\theta} = -(p_{\infty} - p_i) \left(\frac{R_e}{r}\right)^2 - p_{\infty} \quad (3.2)$$

$$\sigma_{zz} = -p_{\infty} \quad (3.3)$$

$$u(r) = -\frac{(1 + \nu)}{E} (p_{\infty} - p_i) \frac{R_e^2}{r} \quad (3.4)$$

Sendo:

$p_{\infty}, p_i$  = pressão geostática e pressão na superfície interna da abertura, respectivamente;

$R_e$  = raio da abertura;

$r$  = coordenada radial do ponto;

$\nu$  = coeficiente de Poisson;

$E$  = módulo de elasticidade do maciço;

$\sigma_{rr}$  = componente da tensão na direção do raio (tensão radial);

$\sigma_{\theta\theta}$  = componente da tensão na direção do ângulo (tensão circunferencial);

$\sigma_{zz}$  = componente da tensão na direção do eixo do túnel;

$u(r)$  = deslocamento radial.

Algumas dessas soluções podem considerar o maciço elastoplástico. Quando esse é o caso, a plastificação ocorre sempre que a pressão interna  $p_i$  atinge um valor limite  $p_{lim}$  devido a descompressão causada pela abertura do túnel. Dessa forma, no entorno da abertura surgirá uma zona plastificada com raio  $y$  (chamado de raio de plastificação). Quando  $r < y$  o ponto se encontra dentro dessa zona plástica e quando  $r > y$  tem-se o maciço em regime elástico.

Como nesse trabalho emprega-se apenas plasticidade com critério de von-Mises, e há uma aproximação útil considerando a superfície de von-Mises inscrita na superfície de Tresca (conforme apresentado adiante), vai-se apenas descrever a solução analítica para Tresca e quando for necessário, será indicado o uso dessa aproximação. Portanto, formulando o

problema em deformações planas, considerando o critério de plasticidade de Tresca, tem-se como solução (CORBETTA, 1990):

$$p_{lim} = p_{\infty} - C \quad (3.5)$$

$$y = e^{\frac{(p_{\infty} - p_i)}{2C} - 0,5} \quad (3.6)$$

$$\sigma_{rr} = \begin{cases} C \left(\frac{r}{R_e}\right)^2 - p_{\infty} & \text{se } r > y \\ -2C \ln\left(\frac{r}{R_e}\right) - p_i & \text{se } r < y \end{cases} \quad (3.7)$$

$$\sigma_{\theta\theta} = \begin{cases} -C \left(\frac{r}{R_e}\right)^2 - p_{\infty} & \text{se } r > y \\ -2C \left(1 + \ln\left(\frac{r}{R_e}\right)\right) - p_i & \text{se } r < y \end{cases} \quad (3.8)$$

$$\sigma_{zz} = \nu(\sigma_{rr} + \sigma_{\theta\theta}) + (2\nu - 1)p_{\infty} \quad (3.9)$$

$$u(r) = \begin{cases} -C \frac{(1 + \nu)}{E} \left(\frac{y}{r}\right)^2 r, & \text{se } r > y \\ -2C \frac{(1 - \nu^2)}{E} \left(\frac{y}{r}\right)^2 r + \frac{(1 + \nu)(1 - 2\nu)}{E} \left(-2C \ln\left(\frac{r}{R_e}\right) - p_i + p_{\infty}\right) r, & \text{se } r < y \end{cases} \quad (3.10)$$

Em que:

$C$  = coesão do maciço;

$p_{lim}$  = pressão interna a partir da qual tem-se regime elástico;

$y$  = raio da zona plastificada;

A Figura 3.23 mostra o comportamento dessas funções conforme a coordenada  $r$  se afasta de  $R$ , ou seja, da abertura do túnel.

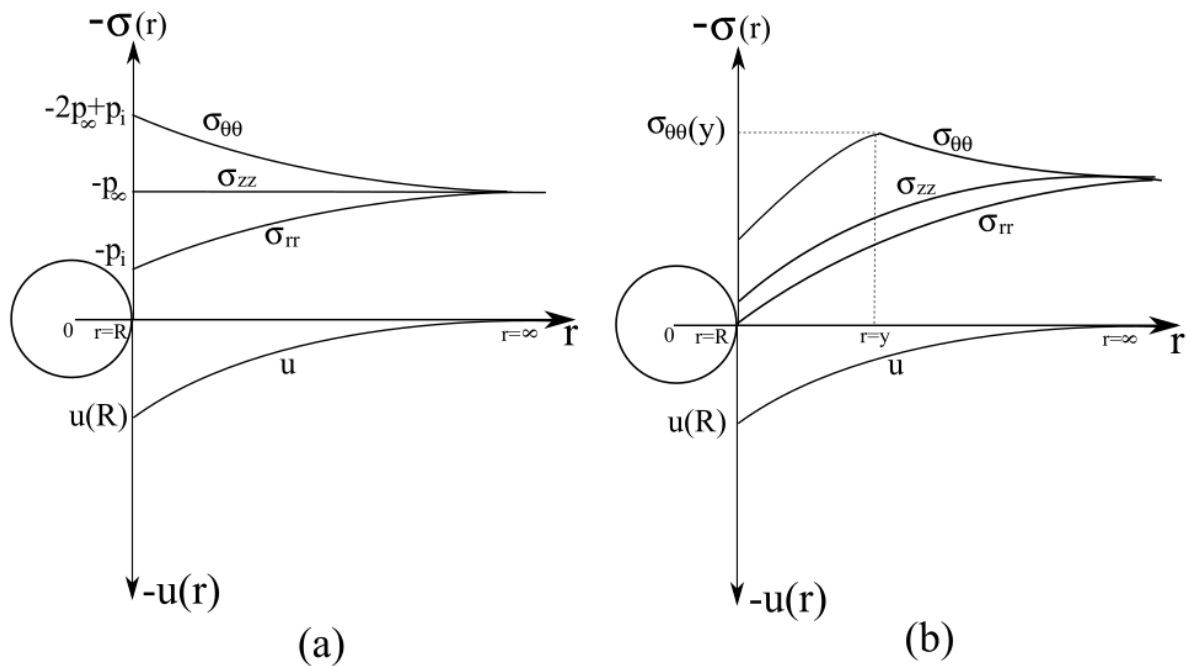


Figura 3.23 – comportamento da solução em estado plano de deformações radiais:  
(a) maciço elástico, (b) maciço elastoplástico

### 3.7.5 Descrição do Método da Convergência-Confinamento

O método da Convergência-Confinamento (ou também chamado de método das Curvas Características) é um método que permite tratar, em parte, o problema da interação do maciço com o revestimento. Diversos autores propuseram análises que contribuíram para a formulação do método, como Fenner (1938), Pacher (1964) e Panet & Guellec (1974). Esse método consiste em desacoplar o problema da interação entre o maciço e o suporte utilizando os conceitos de **curva de convergência do maciço** e de **curva de confinamento do suporte**.

A curva de convergência do maciço (CV) é obtida plotando a convergência da cavidade  $U_i$  (fechamento da abertura normalizado pelo raio) em função da pressão interna  $p_i$  atuante na superfície interior da cavidade da abertura, partindo essa pressão da tensão geostática-hidroestática  $p_\infty$  até zero. Essa curva de convergência é independente do suporte e carrega consigo o comportamento do maciço frente à uma descompressão simulada pela variação de  $p_i$  (ver curva azul na Figura 3.24).

A aplicação desse método está no fato de que é possível também construir uma curva análoga referente ao suporte, chamada de curva de confinamento (CF) (ver curva vermelha na Figura 3.24) cuja intersecção com a curva de convergência fornecerá o equilíbrio da seção em termos



de pressão atuante no revestimento e o fechamento da abertura ( $p_{eq}$ ,  $U_{eq}$ ). O comportamento da curva de confinamento (CF) depende exclusivamente do comportamento do suporte, mas a convergência inicial  $U_0$  a partir da qual essa curva inicia vai depender da interação entre o maciço e o suporte, uma vez que o túnel já possui essa deformação no instante de colocação do revestimento. Portanto, a convergência  $U_0$  no instante de instalação do revestimento fará o acoplamento da interação entre o maciço e o revestimento.

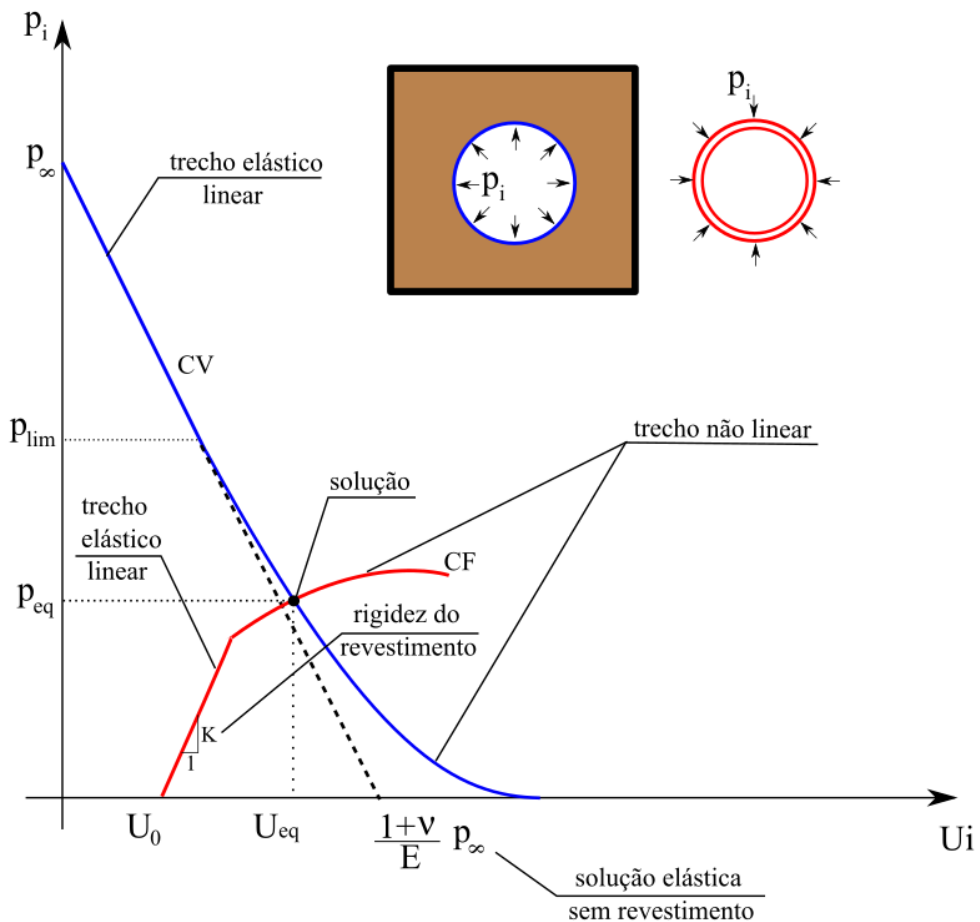


Figura 3.24 – Método da Convergência-Confinamento (adaptado de BERNAUD et al., 1994)

A curva de convergência (CV), pode ser obtida utilizando tanto soluções analíticas como numéricas em estado plano de deformações, sendo que estas últimas podem considerar leis de comportamento do maciço mais complexas, como por exemplo, com encruamento e amolecimento. Contudo, a determinação de  $U_0$  só pode ser obtida através de um método que considere a completa interação entre o maciço e o suporte. Os métodos simplificados diferenciam-se justamente nas propostas de  $U_0$  através de estudos, por exemplo, em axissimetria. Nesse aspecto, Bernaud & Rousset (1992), mostraram que o método CV-CF,

proposto até então, estava em desfavor da segurança, pois desconsiderava a rigidez do revestimento no valor de  $U_0$  e apenas considerava a deformação do maciço. A Figura 3.25 ilustra a diferença encontrada pelos autores em  $U_0$  no perfil de convergências ao longo do eixo longitudinal do túnel, onde  $d_0$  é a distância não suportada logo atrás da frente de escavação.

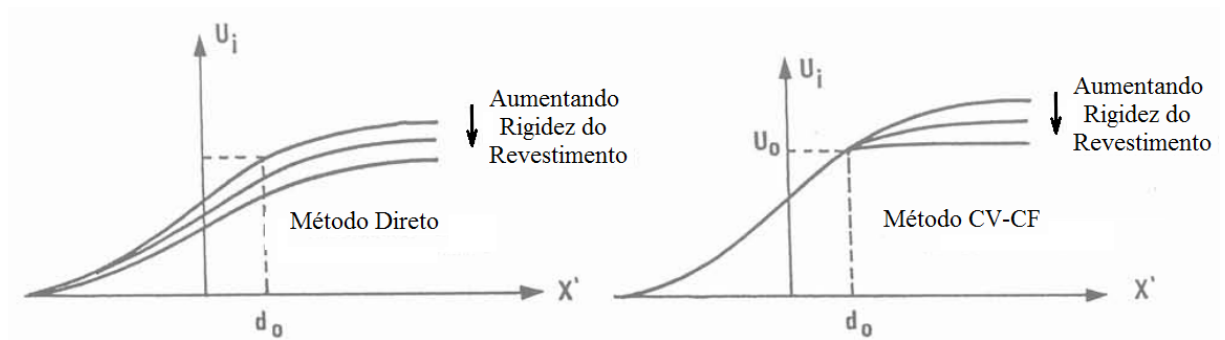


Figura 3.25 – influência da rigidez do suporte no perfil de convergências do túnel e no parâmetro  $U_0$  (adaptado de BERNAUD & ROUSSET, 1992, p. 13)

Portanto, Bernaud & Rousset (1992), propuseram um aprimoramento desse método através de estudos utilizando um modelo numérico bidimensional axissimétrico em elementos finitos considerando o revestimento elástico. O método resultante, baseado nos mesmos princípios do método da Convergência-Confinamento, foi chamado de *New Implicit Method* (NIM), conhecido como método implícito, pois  $U_0$  vai depender tanto da rigidez do revestimento quanto da convergência ao equilíbrio  $U_{eq}$ .

A curva de confinamento (CF), pode ser obtida utilizando tanto soluções analíticas como numéricas em estado plano de deformações, sendo que estas últimas podem considerar leis de comportamento do revestimento mais complexas. A expressão (3.11) mostra a rigidez elástica de um tubo espesso ( $R_e/t_c \leq 10$ ) e de uma casca cilíndrica ( $R_e/t_c > 10$ ), que podem corresponder, como uma primeira aproximação, para o revestimento de concreto (adaptado de PANET, 2004, p. 530):

$$K_c = \begin{cases} \frac{E_c [R_e^2 - (R_e - t_c)^2]}{(1 - \nu) [(1 - 2\nu)R_e^2 + (R_e - t_c)^2]} ; se \frac{R_e}{t_c} \leq 10 \\ \frac{E_c}{(1 - \nu^2)} \frac{t_c}{R_e} ; se \frac{R_e}{t_c} > 10 \end{cases} \quad (3.11)$$

Sendo:

$R_e$  = raio externo da abertura;

$E_c$ ,  $\nu$  = módulo de elasticidade e coeficiente de Poisson do concreto, respectivamente;

$t_c$  = espessura do revestimento.

Como uma das respostas do método CV-CF é a pressão no equilíbrio  $p_{eq}$ , cabe também comparar essa pressão com a pressão máxima  $p_{max}$  que o revestimento pode resistir, sendo o fator de segurança ao nível de tensões dado por  $FS = p_{max}/p_{eq}$ . A pressão máxima sobre o revestimento pode ser adotada como aquela em que as tensões no interior do revestimento atingem a resistência à compressão do concreto. Utilizando a expressão da tensão circunferencial de um tubo espesso (BRADY & BROWN, 2004, p. 530) ou de uma casca cilíndrica (adaptado de GERE, 2004, p. 549) submetidos a uma pressão externa tem-se:

$$p_{max} = \begin{cases} \frac{\sigma_{cc}}{2} \left[ 1 - \frac{(R_e - t_c)^2}{R_e^2} \right]; & se \frac{R_e}{t_c} \leq 10 \\ \frac{\sigma_{cc} t_c}{R_e}; & se \frac{R_e}{t_c} > 10 \end{cases} \quad (3.12)$$

Em que:

$\sigma_{cc}$  = resistência à compressão uniaxial adotada para o concreto;

### 3.7.6 Soluções numéricas em elementos finitos

A análise por elementos finitos envolve em dividir a estrutura (ou o domínio do problema) em um conjunto de elementos contíguos, estabelecendo o que se chama de malha de elementos finitos. Essa malha pode ser regular ou irregular e esse processo é chamado de discretização. Cada elemento da malha tem um formato simples: linha, triângulo, retângulo, tetraedro ou hexaedro, dependendo da dimensão (1D, 2D ou 3D) do domínio a ser discretizado. Cada elemento está conectado a outros elementos compartilhando “nós” (ver Figura 3.26) e as principais incógnitas do problema são os deslocamentos nodais.

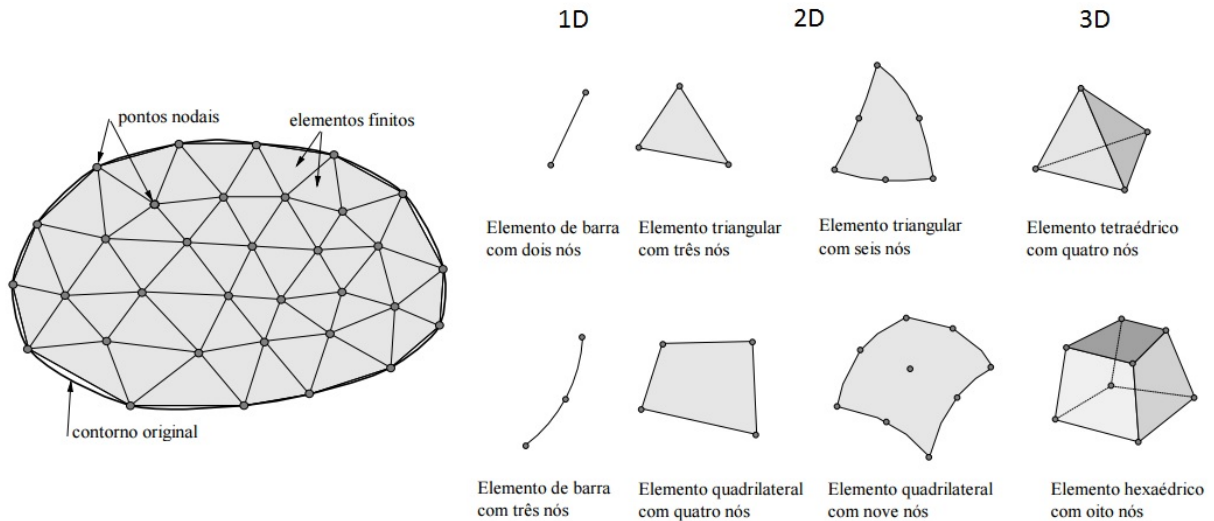


Figura 3.26 – discretização de um domínio em elementos finitos (SOUZA, 2003, p.1-2)

Nesse método, o campo de deslocamentos no interior dos elementos é relacionado com os deslocamentos dos “nós” através de funções de interpolação, por exemplo, lineares ou quadráticas, cujos parâmetros são postos em função dos deslocamentos nodais. De uma forma geral, o campo de deslocamentos pode ser escrito como:

$$\{u\} = [N]\{u_e\} \quad (3.15)$$

Sendo:

$\{u\}$  = deslocamentos no interior do elemento;

$\{u_e\}$  = deslocamentos dos nós;

$[N]$  = matriz que relaciona os deslocamentos nodais com os deslocamentos no interior do elemento através das funções de interpolação (ou também chamadas de funções de forma).

Introduzindo (3.15) nas relações entre deformação e deslocamentos, é possível relacionar as deformações no interior do elemento com os deslocamentos nodais:

$$\{\varepsilon\} = [B]\{u_e\} \quad (3.16)$$

Em que:

$\{\varepsilon\}$  = deformações no interior do elemento;

$[B]$  = matriz que relaciona os deslocamentos nodais com as deformações no interior do elemento.

Introduzindo (3.16) na lei de comportamento do material, que relaciona tensões e deformações, é possível determinar as tensões no interior do elemento também em função dos deslocamentos nodais:

$$\{\sigma\} = [D][B]\{u_e\} + [D]\{\varepsilon_0\} + \{\sigma_0\} \quad (3.17)$$

Sendo:

$\{\sigma\}$  = as tensões no interior do elemento;

$[D]$  = matriz constitutiva do material (por exemplo, elástico linear isotrópico);

$\{\varepsilon_0\}$  = deformações iniciais;

$\{\sigma_0\}$  = tensões iniciais.

Introduzindo as expressões (3.15), (3.16) e (3.17) no Princípio dos Trabalhos Virtuais (PTV), onde, para que haja equilíbrio, o trabalho virtual das forças externas deve ser igual a variação da energia elástica interna acumulada, é possível deduzir a seguinte equação a nível de elemento (LIZARZA, 2011, p. 20):

$$\{P_v\} + \{P_s\} + \{P_c\} + \{P_N\} + \{P_{\varepsilon_0}\} - \{P_{\sigma_0}\} = [K_e]\{u_e\} \quad (3.18)$$

Em que:

$\{P_v\} = \int_v [N]^T \{q_v\} dv$  = vetor de forças externas de volume no interior do elemento;

$\{P_s\} = \int_v [N]^T \{q_s\} dv$  = vetor de forças externas de superfície do contorno livre do elemento;

$\{P_c\} = \int_v [N]^T \{q_c\} dv$  = vetor de forças interiores de contato entre elementos vizinhos;

$\{P_N\}$  = vetor de forças externas pontuais aplicadas nos nós;

$\{P_{\varepsilon_0}\} = \int_V [B]^T [D] \{\varepsilon_0\} dv =$  vetor de forças internas devido a deformações iniciais;

$\{P_{\sigma_0}\} = \int_V [B]^T \{\sigma_0\} dv =$  vetor de forças internas devido a tensões iniciais;

$[K_e] = \int_V [B]^T [D] [B] dv =$  matriz de rigidez do elemento finito.

A Figura 3.27 ilustra algumas dessas forças atuantes em um elemento.

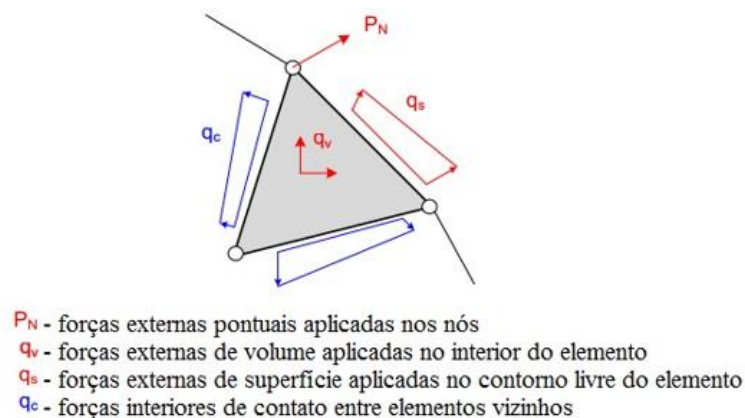


Figura 3.27 – forças atuantes sobre um elemento finito (LIZARZA, 2011, p. 19)

Para determinar os deslocamentos nodais é feito então a montagem do sistema de equações (3.18) para todos os elementos, aplicado as condições de contorno (deslocamentos e forças prescritas nos nós) e resolvido o sistema para os deslocamentos nodais  $\{u_e\}$ . Ao montar esse sistema, as forças interiores de contato  $\{P_c\}$  se anularão no somatório por apresentarem a mesma magnitude e sentidos contrários com relação ao elemento vizinho.

Dependendo da quantidade de nós e graus de liberdade o sistema pode ficar muito grande e, portanto, há atualmente diversos algoritmos de solução (diretos ou iterativos) que levam em conta as características da matriz de rigidez global (banda, simétrica e perfil *skyline*) para ter eficiência computacional.

As análises numéricas de túneis em elementos finitos podem ser tanto bidimensionais (deformações planas e axissimétricas) quanto tridimensionais. A Figura 3.28, mostra a malha e as condições de contorno típicas de análises bidimensionais.

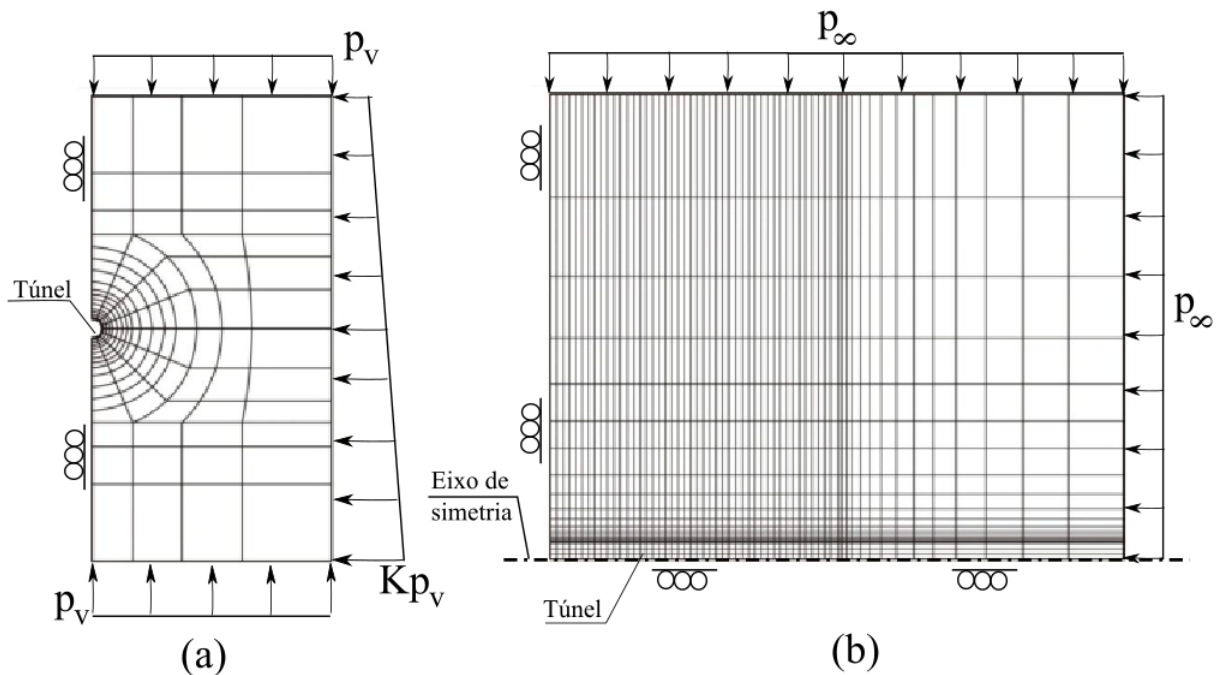


Figura 3.28 – (a) modelo em deformações planas, (b) modelo em axissimetria  
(adaptado de COUTO, 2011, p. 63)

Ao contrário das soluções analíticas, as soluções **numéricas em deformações planas** podem considerar leis constitutivas mais complexas. Também é possível considerar de forma mais simplificada, o processo de escavação e colocação do revestimento, através do incremento de uma pressão fictícia no interior da seção até que a convergência  $U_0$  seja igual a medida *in situ* ou de acordo com algum método simplificado, como por exemplo o NIM. A partir dessa pressão pode-se introduzir (ou “ligar”) os elementos referentes ao revestimento e seguir a análise. Outro uso do modelo em deformações planas é a simulação de túneis superficiais, uma vez que é possível adotar tensões internas diferentes da condição de tensão geostática-hidroestática. Também é possível ter um perfil de solo ou rocha não homogêneo e seções transversais do túnel de diferentes formatos.

**Soluções numéricas em axissimetria** simulam o processo de escavação e colocação do revestimento de forma bastante precisa com o recurso de ativação e desativação dos elementos finitos (conforme Figura 3.29). Contudo, estão limitadas as condições de axissimetria (seção circular, face do túnel plana e ortogonal ao eixo, maciço homogêneo e isotrópico). Um dos principais resultados da solução axissimétrica é o perfil de convergências do túnel. Essa é uma das soluções consideradas neste trabalho.

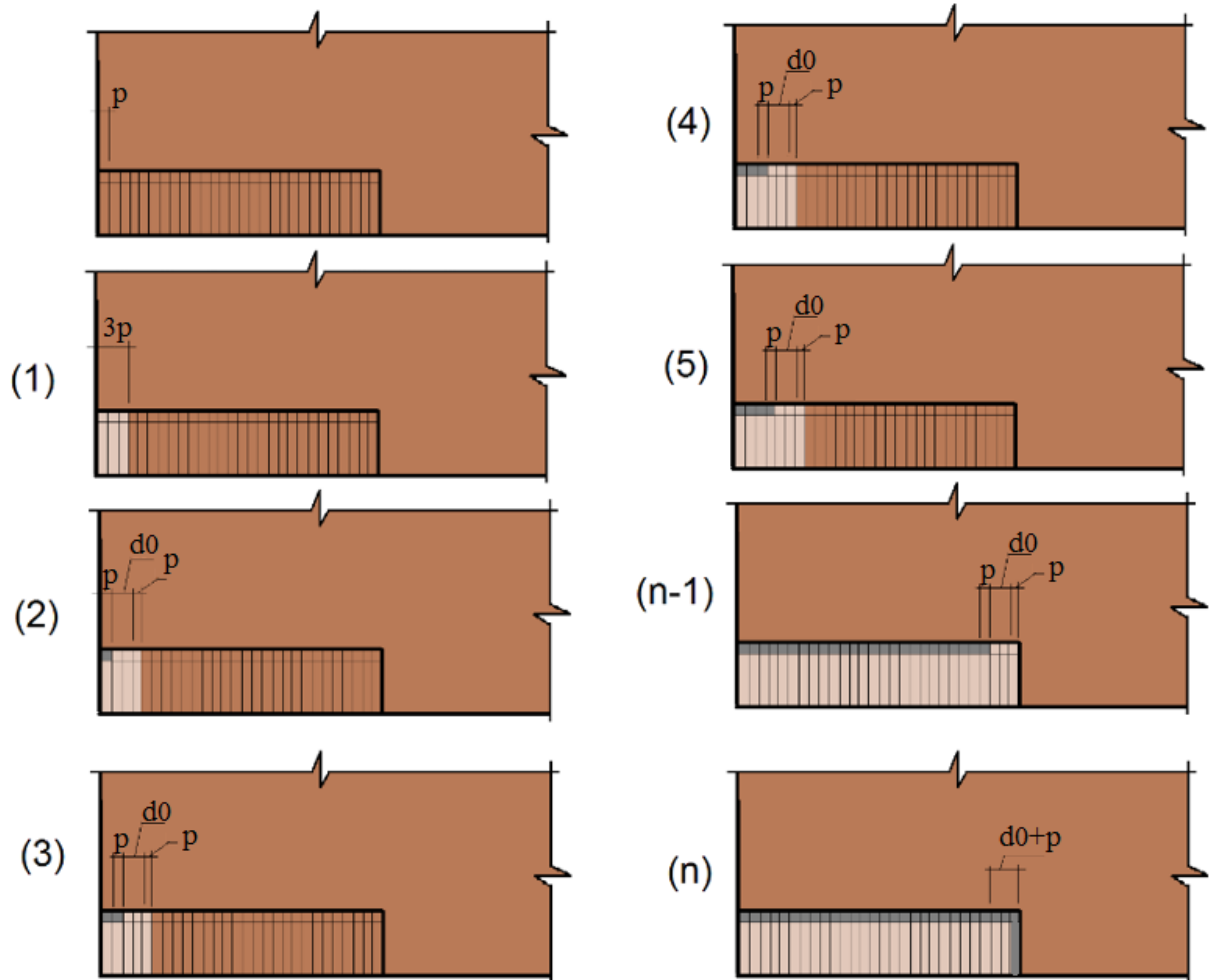


Figura 3.29 – processo de desativação e ativação dos elementos finitos na região do túnel visto num plano vertical que passa pelo eixo longitudinal, onde  $p$  é o passo de escavação,  $d_0$  é a distância não revestida (múltiplo do passo) e  $n$  é o número total de escavações (elaborado pelo AUTOR)

A Figura 3.29 ilustra o processo de ativação e desativação dos elementos implementado no GEOMECH91 para  $n$  escavações. Na primeira escavação desativa os elementos correspondentes ao maciço num comprimento de  $3p$ , sendo  $p$ , o comprimento do passo das próximas escavações. A partir da segunda escavação, a cada passo, vai-se ativando os elementos correspondentes ao revestimento (representados em cinza na Figura 3.29) mantendo uma distância não revestida  $d_0$  da face de escavação. Na última escavação ativa-se os elementos do revestimento correspondentes ao último passo escavado, a distância não revestida e a última face de escavação.

As **análises numéricas tridimensionais** são as mais gerais e, dependendo do estudo, podem incluir uma série de fatores, tais como:



- a) processo de escavação e colocação do revestimento através da ativação e desativação dos elementos finitos, com face de escavação parcializada;
- b) condições de carregamento diferentes da condição geostática-hidroestática;
- c) perfil heterogêneo do maciço;
- d) seções de diferentes formatos;
- e) presença de estações, galerias ou outros túneis na proximidade (por exemplo, conexões ou túneis gêmeos);
- f) efeitos de assentamento na superfície e interação com fundações.

Contudo, são também modelos que necessitam de maiores recursos computacionais. Portanto, o seu uso acaba sendo reservado à problemas que não podem ser estudados ou resolvidos com os modelos bidimensionais. A Figura 3.30 mostra um exemplo típico de modelo 3D com sua malha e condições de contorno.

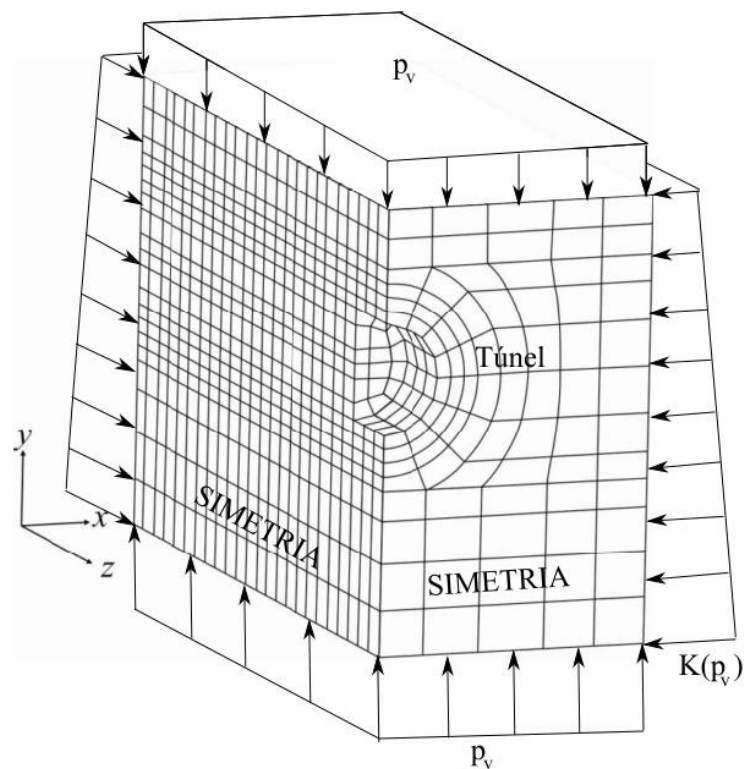


Figura 3.30 – exemplo de modelo 3D (adaptado de COUTO, 2011)

Nas análises bidimensionais axissimétricas e tridimensionais, os efeitos diferidos ao longo das escavações são modelados através do tempo transcorrido durante o ciclo de escavação e colocação do revestimento. E esse tempo está relacionado com a velocidade e o tamanho do passo de escavação através da seguinte expressão:

$$t_p = \frac{p}{V} \quad (3.19)$$

Sendo:

$t_p$  = tempo transcorrido durante um passo de escavação;

$p$  = tamanho do passo de escavação;

$V$  = velocidade de avanço do túnel.

## 4 MODELO PARA O COMPORTAMENTO DO MACIÇO

A viscosidade do maciço caracterizada pela deformação lenta e contínua, mesmo sobre tensão e temperatura constantes, é denominada fluência (*Creep*). Esse fenômeno ocorre devido a vários mecanismos físicos no interior do maciço, por exemplo, deslizamentos de grãos, transporte e difusão de massa, que também estão relacionados com variações de temperatura e pressão. Grande parte desses efeitos ocorrem também devido a redistribuição da poro-pressão (comum em solos) e devido ao avanço de trincas e fissuras (comum em rochas) no interior do maciço.

Do ponto de vista macroscópico, esse comportamento pode ser caracterizado através de ensaios, como o ensaio de fluência. Nesse ensaio, submete-se as amostras extraídas do maciço a uma condição triaxial com tensão e temperatura constantes durante um longo tempo. Enquanto o ensaio ocorre, sobre condições de temperatura e umidade controladas, registram-se as deformações gerando a curva típica apresentada na Figura 4.1.

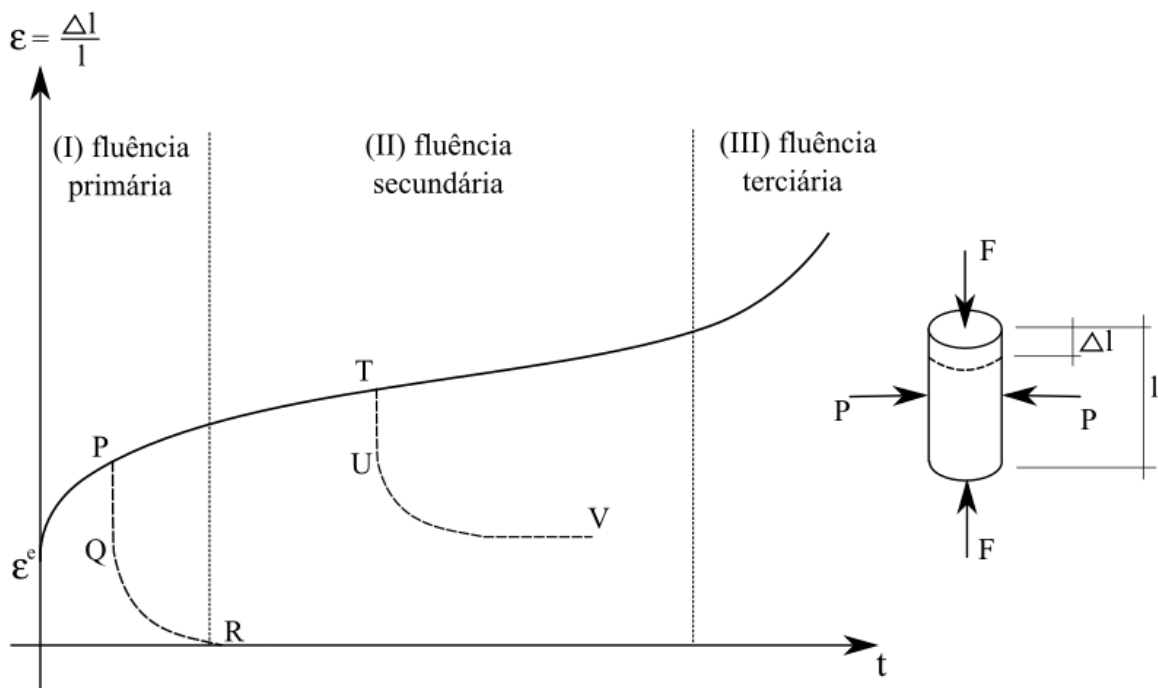


Figura 4.1 – curva característica de um ensaio de fluência (adaptado de COSTA, 1984, p. 107)

No instante de aplicação da carga axial o corpo de prova sofre uma deformação instantânea elástica. Claro que essa deformação instantânea pode ter uma parcela plástica dependendo do nível de tensão. Conforme o tempo avança as deformações continuam aumentando, porém a

uma taxa decrescente. Esse estágio é chamado de fluência primária (ou transiente), pois em seguida a taxa de deformação diminui até ficar constante iniciando o segundo estágio chamado de fluência secundária (permanente ou estacionária). Após essa fase, que consome a maior parte do tempo, dependendo do nível de tensões, as deformações podem evoluir para o terceiro estágio chamado de fluência terciária, onde a taxa de deformação passa a aumentar até que o material atinge a ruptura (COSTA, 1984, p. 107-108).

Além dos três estágios de comportamento citados, a recuperação das deformações é outro fenômeno característico de materiais em regime de fluência. Se durante a fluência primária for retirado a carga  $F$  o corpo recuperará a sua configuração original seguindo a trajetória PQR, sendo o trecho PQ uma recuperação rápida e instantânea e o trecho QR uma recuperação lenta, assintótica e completa (salvo se houverem deformações plásticas durante o carregamento). Nesse caso, em que a recuperação é completa o maciço está em regime viscoelástico. Contudo, se a descarga for feita no segundo estágio, haverá o mesmo comportamento instantâneo (trecho TU) e assintótico (trecho UV), mas a recuperação pode não ser mais completa. Nesse caso, evidencia-se o material comportando-se em seu regime viscoplástico (COSTA, 1984, p. 107-108).

Existem diversos tipos de leis empíricas (potencial e logarítmicas, por exemplo) e modelos reológicos que procuram reproduzir a curva de fluência através de ajustes com dados experimentais, sendo que nesse trabalho será utilizado um modelo reológico. Os modelos reológicos de viscoplasticidade tiveram seu início com os estudos de Bingham (1922), sendo em seguida generalizados por Perzyna (1966). A teoria e o modelo utilizados nesse estudo, é a mesma implementada no GEOMECC91 por Bernaud (1991) e está pautada no trabalho de Zienkiewicz & Corneau (1974), que modificaram um pouco a formulação original dada por Perzyna. Esta é uma das formulações mais simples para viscoplasticidade e tem como resultado a aproximação da curva de fluência da Figura 4.1 por uma reta, caracterizando bem o trecho secundário da curva de fluência.

#### 4.1 MODELO DE PERZYNA NO GEOMECC91

Na hipótese de pequenas deformações, a taxa da deformação total do material  $\underline{\underline{\dot{\epsilon}}}$  pode ser decomposta em uma parcela elástica  $\underline{\underline{\dot{\epsilon}}}_e$  e uma parcela viscoplástica  $\underline{\underline{\dot{\epsilon}}}_{vp}$  (BERNAUD, 1991, p. 84):

$$\underline{\underline{\dot{\epsilon}}} = \underline{\underline{\dot{\epsilon}}}_e + \underline{\underline{\dot{\epsilon}}}_{vp} \quad (4.1)$$

Nessa notação, os traços duplos indicam notação tensorial e o ponto indica derivada no tempo. Em analogia a teoria da plasticidade independente do tempo, a taxa de deformação viscoplástica se desenvolve através da seguinte forma geral:

$$\underline{\underline{\dot{\epsilon}}}_{vp} = \dot{\lambda} \underline{\underline{m}} \quad (4.2)$$

Sendo  $\dot{\lambda}$  um parâmetro não-negativo que especifica a magnitude da taxa de deformação viscoplástica, enquanto que  $\underline{\underline{m}}(\underline{\underline{\sigma}})$  determina a direção dessa taxa de deformação. Sendo que o tensor de segunda ordem  $\underline{\underline{m}}$  é dado pelo gradiente da função potencial G de acordo com:

$$\underline{\underline{m}} = \frac{\partial G}{\partial \underline{\underline{\sigma}}} \quad (4.3)$$

A taxa de deformação viscoplástica implementada no GEOMECC91 é dada por (ZIENKIEWICZ & CORMEAU, 1974 apud BERNAUD, 1991, p. 88):

$$\underline{\underline{\dot{\epsilon}}}_{vp} = \dot{\lambda} \underline{\underline{m}} = \frac{1}{\eta} \left\langle \frac{F(\underline{\underline{\sigma}}, \alpha)}{F_0} \right\rangle^n \frac{\partial G(\underline{\underline{\sigma}})}{\partial \underline{\underline{\sigma}}} \quad (4.4)$$

Em que:

$\langle X \rangle$  = parênteses de McCauley, que é nulo quando  $X < 0$ . Isso indica que apenas ocorre deformação viscoplástica quando o critério F for positivo;

$F(\underline{\underline{\sigma}}, \alpha)$  = critério de plasticidade, cuja unidade é tensão e pode depender de um parâmetro adimensional de endurecimento isotrópico  $\alpha$  [MPa];

$G(\underline{\underline{\sigma}})$  = função potencial, neste caso associada, ou seja,  $G = F$ ;

$$\frac{\partial G(\underline{\sigma})}{\partial \underline{\sigma}} = \text{gradiente da função potencial [adm];}$$

$\eta$  = constante de viscosidade dinâmica [dia];

$n$  = parâmetro adimensional que generaliza a expressão para uma lei do tipo potência [adm];

$F_0$  = parâmetro convenientemente adotado [Mpa].

Quando se adota  $F_0$ ,  $\eta$  tem a unidade apenas de tempo, como por exemplo, em Zienkiewicz & Corneau (1974, p. 823). Contudo também é possível escrever a expressão (4.4) sem o  $F_0$ , e neste caso, a unidade de  $\eta$  é tempo vezes a tensão elevada na potência  $n$ , como por exemplo, em Rousset (1988, p. 222). A princípio isso não constitui problema, pois, mantém a consistência dimensional da expressão.

As superfícies de plasticidade implementadas no GEOMEQ91 são: von-Mises (VM), Tresca (TR), Mohr-Coulomb (MC) e Drucker-Prager (DP). Na Figura 4.2 pode-se ver a forma que essas superfícies apresentam no espaço das tensões principais. Sendo que a diferença entre von-Mises e Drucker-Prager e a diferença entre Mohr-Coulomb e Tresca é dado pelo ângulo de atrito, que faz com que as superfícies dependam do eixo hidrostático. Dessa forma, as formulações de Drucker-Prager e de Mohr-Coulomb são mais gerais, reduzindo-se respectivamente às de von-Mises e Tresca quando o ângulo de atrito é nulo.

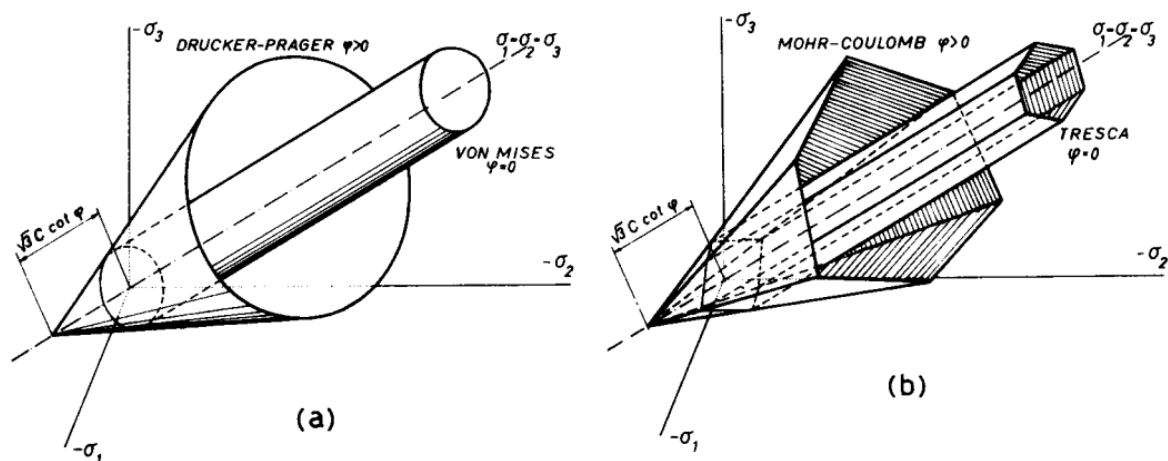


Figura 4.2 – superfície de plasticidade no espaço das tensões principais (ZIENKIEWICZ & CORNEAU, 1974, p. 824)

Ao invés de utilizar as tensões principais ou os invariantes do tensor de tensões, Bernaud (1991) apresenta as superfícies em função do tensor desviador e dos parâmetros do material, conforme resumido no Quadro 4.1.

CRITÉRIO	SUPERFÍCIE
von-Mises	$F(\underline{\underline{\sigma}}, \alpha) = \sqrt{\frac{3}{2}} \ \underline{\underline{\sigma}}^D\  - \sigma_s$
Tresca	$F(\underline{\underline{\sigma}}, \alpha) = \sqrt{2} \cos(\theta) \ \underline{\underline{\sigma}}^D\  - \sigma_s$
Mohr-Coulomb	$F(\underline{\underline{\sigma}}, \alpha) = \frac{k-1}{3} \text{tr}(\underline{\underline{\sigma}}) + \frac{\sqrt{3}(k+1)\cos(\theta) - (k-1)\text{sen}(\theta)}{\sqrt{6}} \ \underline{\underline{\sigma}}^D\  - S(\alpha)$
Drucker-Prager	$F(\underline{\underline{\sigma}}, \alpha) = \frac{k-1}{3} \text{tr}(\underline{\underline{\sigma}}) + \frac{k_1}{\sqrt{6}} \ \underline{\underline{\sigma}}^D\  - S(\alpha)$
<p>Sendo:</p> <p><math>C(\alpha)</math> - coesão do material</p> <p><math>\sigma_s = 2C(\alpha)</math> - tensão de escoamento para Von-Mises e Tresca</p> <p><math>\phi</math> - ângulo de atrito interno</p> <p><math>S(\alpha) = 2C(\alpha)\sqrt{k}</math> - tensão de escoamento para Mohr-Coulomb e Drucker-Prager</p> <p><math>k = \frac{1 + \text{sen}(\phi)}{1 - \text{sen}(\phi)}</math> - coeficiente de empuxo</p> <p><math>k_1 = \begin{cases} 2k + 1 &amp; \text{- c\^one inscrito na pir\^amide de Mohr-Coulomb} \\ k + 2 &amp; \text{- c\^one circunscrito na pir\^amide de Mohr-Coulomb} \end{cases}</math></p> <p><math>\theta = \frac{1}{3} \arcsen\left(-3\sqrt{6} \det \underline{\underline{\sigma}}^D \ \underline{\underline{\sigma}}^D\ ^{-3}\right); \theta \in \left[-\frac{\pi}{6}, +\frac{\pi}{6}\right]</math> - Ângulo de Lode</p> <p><math>\sigma_m = \frac{1}{3} \text{tr}(\underline{\underline{\sigma}})</math> - tensão média</p> <p><math>\underline{\underline{\sigma}}^D = \underline{\underline{\sigma}} - \sigma_m \underline{\underline{1}}</math> - tensor desviador</p> <p><math>\ \underline{\underline{\sigma}}^D\  = \sqrt{\sigma_{ij}^D \sigma_{ij}^D}</math> - norma do tensor desviador</p>	

Quadro 4.1 – superfícies de plasticidade (BERNAUD, 1991, p. 88-90)

O gradiente do potencial é dado conforme a seguinte expressão geral (BERNAUD, 1991, p. 90):

$$\frac{\partial G(\underline{\underline{\sigma}})}{\partial \underline{\underline{\sigma}}} = a \underline{\underline{1}} + b \frac{\underline{\underline{\sigma}}^D}{\|\underline{\underline{\sigma}}^D\|} + c \frac{\partial(\det \underline{\underline{\sigma}}^D)}{\partial \underline{\underline{\sigma}}} \quad (4.5)$$

Sendo a, b e c parâmetros que dependem do critério de plasticidade utilizado conforme Quadro 4.2, enquanto que  $\underline{\underline{1}}$  é o tensor unitário.

CRITÉRIO	a	b	c
Von-Mises	0	$\sqrt{\frac{3}{2}}$	0
Tresca	0	$2\cos(\theta)[1 + \operatorname{tg}(\theta)\operatorname{tg}(3\theta)]$	$2\sqrt{3} \frac{\operatorname{sen}(\theta)}{\ \underline{\underline{\sigma}}^D\ ^2 \cos(3\theta)}$
Mohr-Coulomb	$\frac{(k-1)}{3}$	$\frac{\cos(\theta)}{\sqrt{3}} \left\{ \frac{(k+1)[1 + \operatorname{tg}(\theta)\operatorname{tg}(3\theta)]\sqrt{3} +}{(k-1)[\operatorname{tg}(3\theta) - \operatorname{tg}(\theta)]} \right\}$	$\frac{(k+1)\sqrt{3}\operatorname{sen}(\theta) + (k-1)\cos(\theta)}{\ \underline{\underline{\sigma}}^D\ ^2 \cos(3\theta)}$
Drucker-Prager	$\frac{(k-1)}{3}$	$\frac{k_1}{\sqrt{6}}$	0

Quadro 4.2 – parâmetros para calcular o gradiente do potencial (BERNAUD, 1991, p. 89-90)

Na derivada do potencial existe uma singularidade para as superfícies de Tresca e Mohr-Coulomb quando  $\theta = \pm \pi/6$  devido a essas superfícies apresentarem um vértice nessa coordenada do plano desviador. Portanto, nesse ângulo não se pode utilizar as expressões do Quadro 4.2. Há diversas formas de resolver esse problema, sendo que algumas procuram suavizar esses cantos da superfície. Segundo Owen & Hilton (1980) apud Bernaud (1991, p. 90) esse problema pode ser abordado substituindo, para esse ângulo  $\theta$ , o gradiente do potencial de Tresca e Mohr-Coulomb pelo de von-Mises e Drucker-Prager, respectivamente. Essa é a solução implementada no GEOMECH91.

Uma outra questão que envolve a estabilidade do método numérico é a escolha do intervalo de tempo utilizado no processo iterativo. Independente do espaçamento da malha, o intervalo de tempo não deve ser muito grande. Zienkiewicz & Corneau (1974, p. 829-830), indicam



algumas expressões para determinar o maior intervalo de tempo que pode ser utilizado para atingir a convergência. Nas análises feitas com o GEOMECC91 foi utilizado um intervalo de tempo pequeno de 80 segundos durante os ciclos de escavação-revestimento e 160 segundos entre o final da construção do túnel e o final dos efeitos viscosos.

## 4.2 MODELO DE PERZYNA NO ANSYS

O ANSYS possui a opção de utilizar a mesma teoria de Perzyna para a taxa de deformação viscoplástica, porém não possui todas as superfícies de plasticidade implementadas (apenas von-Mises). Além disso, o modelo é apresentado na forma de taxa de deformação plástica equivalente (ANSYS, 2013<sup>a</sup>, p. 109):

$$\dot{\underline{\underline{\varepsilon}}}_{pl} = \gamma \left\langle \frac{\sigma}{\sigma_0} - 1 \right\rangle^{1/m} \quad (4.5)$$

Sendo:

$\langle X \rangle$  = parênteses de McCauley, que é nulo quando  $X < 0$ ;

$\dot{\underline{\underline{\varepsilon}}}_{pl} = \sqrt{\frac{2}{3} \underline{\underline{\dot{\varepsilon}}}_{pl} : \underline{\underline{\dot{\varepsilon}}}_{pl}} = \sqrt{\frac{2}{3}} \left\| \underline{\underline{\dot{\varepsilon}}}_{pl} \right\|$  = taxa de deformação plástica equivalente;

$\gamma, m$  = parâmetro de viscosidade do material;

$\sigma = \sqrt{\frac{3}{2} \underline{\underline{\sigma}}_D : \underline{\underline{\sigma}}_D} = \sqrt{\frac{3}{2}} \left\| \underline{\underline{\sigma}}_D \right\|$  = tensão equivalente;

$\sigma_0$  = tensão de escoamento do material.

Apesar de se tratar da mesma teoria, há diferenças entre os parâmetros de ambos modelos. Dessa forma, para que haja equivalência entre os modelos é necessário relacionar suas taxas de deformação viscosa através de seus parâmetros. Isso é possível igualando as taxas de deformação equivalente de ambos os modelos. Portanto, para superfície de plasticidade de von-Mises, tem-se:

$$\sqrt{\frac{2}{3}} \left\| \frac{1}{\eta} \left( \frac{\sqrt{\frac{3}{2}} \|\underline{\underline{\sigma}}_D\| - \sigma_s}{F_0} \right)^n \sqrt{\frac{3}{2}} \frac{\underline{\underline{\sigma}}_D}{\|\underline{\underline{\sigma}}_D\|} \right\| = \gamma \left( \frac{\sqrt{\frac{3}{2}} \|\underline{\underline{\sigma}}_D\|}{\sigma_0} - 1 \right)^{1/m} \quad (4.6)$$

Sendo  $\sigma_s = \sigma_0$  e simplificando (4.6) é fácil mostrar que a equivalência entre os parâmetros de ambos modelos é dada por:

$$\gamma = \frac{1}{\eta} \left( \frac{\sigma_s}{F_0} \right)^n \quad (4.7)$$

$$m = 1/n \quad (4.8)$$

Essa equivalência é importante para ajustar o modelo do ANSYS com o GEOMECC91 em viscoplasticidade. Além disso, apesar do ANSYS não possuir as superfícies comuns em mecânica dos solos (Mohr-Coulomb e Tresca) é possível fazer uma aproximação útil entre von-Mises e Tresca através da coesão. Isolando a coesão nas superfícies de plasticidade (Quadro 4.1) de ambos modelos é fácil ver que:

$$C_{VM} = \frac{\sqrt{3}}{2\cos(\theta)} C_{TR} = \begin{cases} \frac{\sqrt{3}}{2} C_{TR} ; se \theta = 0 \text{ (VM inscrito em TR)} \\ C_{TR} ; se \theta = 30^\circ \text{ (TR inscrito em VM)} \end{cases} \quad (4.9)$$

Em que  $C_{VM}$  é a coesão de von-Mises que aproxima esta superfície da superfície de Tresca com coesão  $C_{TR}$ . Essa aproximação (4.9), é útil quando se quer simular um maciço com critério de Tresca, mas o engenheiro tem em mãos apenas o modelo de von-Mises. Essa aproximação é válida tanto para a viscoplasticidade quanto para a plasticidade. Mais adiante nesse trabalho será indicado a utilização dessa expressão com a superfície de von-Mises inscrita na superfície de Tresca.

### 4.3 PARÂMETROS ADIMENSIONAIS

Nesse trabalho não será feito uso dessas expressões, contudo, esses parâmetros permitem generalizar os resultados das análises dessa dissertação. Conforme indicado por Bernaud et al. (1994) o problema de um túnel profundo imerso em maciço homogêneo possui três parâmetros adimensionais quando se considera maciço em elasticidade, quatro com maciço em plasticidade e cinco com maciço em elastoviscoplasticidade. Esses parâmetros são importantes para generalizar os resultados obtidos de uma configuração específica de túnel, podendo então serem utilizados em outra configuração, desde que mantenham as mesmas constantes adimensionais.

Segundo Bernaud et al. (1994, p. 5) o problema considerando maciço elástico e revestimento elástico possui os seguintes parâmetros independentes:

$$p_{\infty}^* = \frac{p_{\infty}}{E} \quad (4.10)$$

$$K_c^* = \frac{K_c}{E} \quad (4.11)$$

$$d_0^* = \frac{d_0}{R_e} \quad (4.12)$$

Sendo:

$E$  = módulo de elasticidade do maciço;

$p_{\infty}$  = pressão geostática-hidroestática;

$K_c$  = rigidez equivalente do revestimento elástico;

$d_0$  = distância não revestida logo atrás da frente de escavação;

$R_e$  = raio externo da abertura do túnel.

Quando o maciço se encontra em plasticidade de Tresca ou von-Mises, acrescenta-se mais um parâmetro adimensional (BERNAUD et al., 1994, p. 5):

$$C^* = \frac{C}{E} \quad (4.13)$$

Em que  $C$  é a coesão do maciço. Quando o túnel se encontra imerso em um meio elastoviscoplastico tem-se cinco parâmetros adimensionais (BERNAUD, 1991, p. 198):

$$E^* = \frac{E}{C} \quad (4.14)$$

$$p_{\infty}^* = \frac{p_{\infty}}{C} \quad (4.15)$$

$$K_c^* = \frac{K_c}{C} \quad (4.16)$$

$$d_0^* = \frac{d_0}{R_e} \quad (4.17)$$

$$V^* = \frac{\eta V}{R_e C} \quad (4.18)$$

Sendo:

$E, C$  = módulo de elasticidade e coesão do maciço, respectivamente;

$p_{\infty}$  = pressão geostática-hidrostática;

$p_{\infty}$  = pressão geostática-hidrostática;

$K_c$  = rigidez equivalente do revestimento elástico;

$d_0$  = distância não revestida logo atrás da frente de escavação;

$R_e$  = raio externo da abertura do túnel;

$\eta$  = constante de viscosidade dinâmica [MPa\*dia];

$V$  = velocidade de avanço do túnel.

## 5 MODELO PARA O COMPORTAMENTO DO REVESTIMENTO EM CONCRETO

Segundo Montoya et al. (1973, p. 102), o concreto pode ser definido como um pseudo sólido que apresenta o comportamento combinado de três tipos reológicos básicos: elástico, plástico e viscoso. Ao aplicar uma tensão no concreto o mesmo sofre uma deformação instantânea. Porém, é experimentalmente observado que, mesmo com a tensão constante, conforme avança o tempo, as deformações continuam evoluindo, caracterizando assim o seu comportamento viscoso. Ao se retirar a carga parte da deformação é recuperada instantaneamente e outra parte é recuperada lentamente, restando ainda uma deformação residual (irreversível). Além disso, é observado também que mesmo com a ausência de carga, o concreto tende a diminuir de volume e ganhar resistência. Esses comportamentos do concreto se devem em grande parte a sua complexidade heterogênea onde coexistem as fases sólida (cimento e agregado), líquida (água) e gasosa (ar aprisionado) cujas reações químicas influenciadas pela temperatura, difusão de água no interior da peça e trocas de água com o ambiente ocorrem ao longo do tempo.

Essas deformações diferidas do concreto, ou seja, que se desenvolvem ao longo do tempo, possuem grande influência no comportamento estrutural uma vez que podem apresentar uma ordem de grandeza equivalente as deformações instantâneas. Segundo RILEM Technical Committees (1998, p. 507) essa deformação pode alcançar de 2 à 3 vezes o valor da deformação instantânea.

Desde que foi descoberta por Hatt (1907), diversos pesquisadores da ciência dos materiais e do cimento vieram estudando esse fenômeno, ainda hoje não totalmente compreendido (BAZANT & MURPHY, 2001, p. 27). Atualmente esse fenômeno é agrupado em: fluência (*Creep*) e retração (*Shrinkage*). Sendo que a principal diferença entre ambos fenômenos é que a fluência depende do carregamento, enquanto que a retração não. A Figura 5.1 ilustra o comportamento do concreto frente a cada um desses fenômenos.

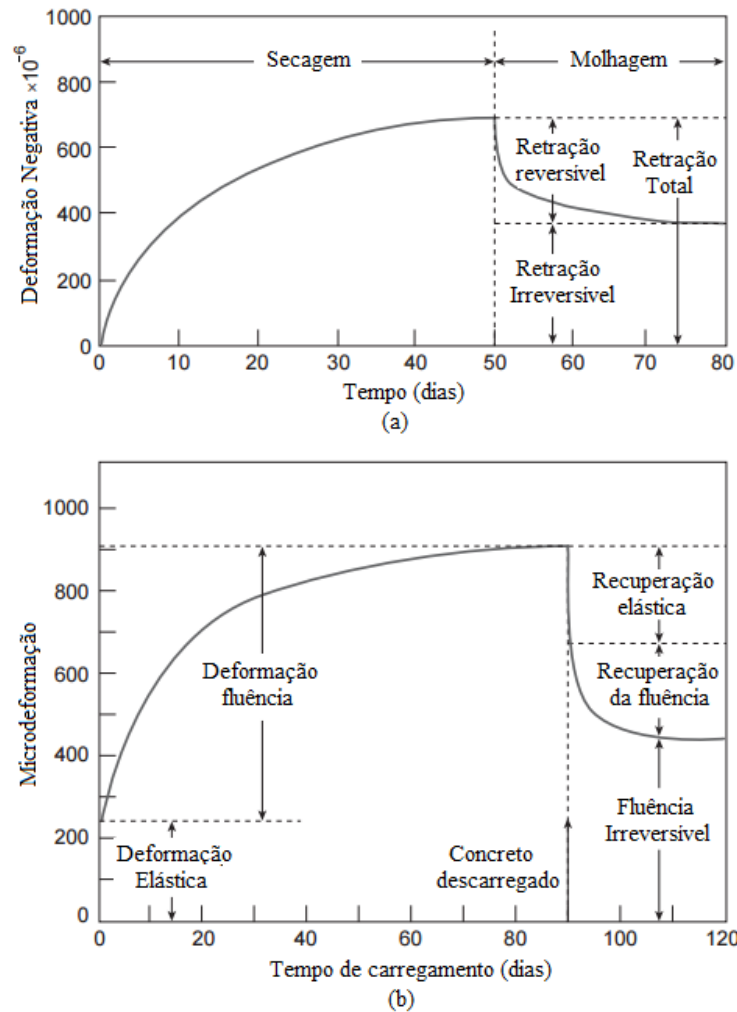


Figura 5.1 – (a) comportamento típico do concreto à retração, (b) comportamento típico do concreto à fluência (MINDESS et al., 2003, p. 421, p. 441)

A **fluência** é caracterizada pelo acréscimo contínuo e gradual das deformações estando o material sob tensão. Essa deformação (excluído o efeito Poisson) possui o mesmo sentido e direção da carga e é apropriadamente dividida em fluência básica e fluência por secagem. Sendo que a primeira ocorre sem troca de água com o meio externo e pode ser medida quando a peça de concreto está imersa em um ambiente com 100% de umidade. Por outro lado, a fluência por secagem é quando ocorre troca de água com o meio ambiente e depende, portanto, dentre outros fatores, da umidade relativa e da exposição da peça.

Já a **retração** é a redução do volume do material devido à perda gradual de água independente da tensão. É também apropriadamente dividida em retração autógena e retração por secagem. Sendo que a primeira ocorre sem perda de água para o meio ambiente e é consequência da remoção da água dos poros capilares pela hidratação do cimento, enquanto que a segunda, também chamada de retração hidráulica, ocorre devido a troca de água com o meio ambiente.

Como a retração está associada à redução de volume, quando a peça está impedida de reduzir, esse fenômeno induz tensões de tração internas que podem ocasionar fissuras. A retração é um dos principais motivos para se fazer a cura do concreto e impedi-lo de perder água enquanto jovem, uma vez que nessas idades o concreto está recém desenvolvendo sua resistência.

A Figura 5.2 mostra de forma esquemática as parcelas de deformações elásticas, por fluência e retração em um espécime de concreto curado até  $t_s$  submetido a uma tensão de compressão constante aplicada a partir de  $t_0$ .

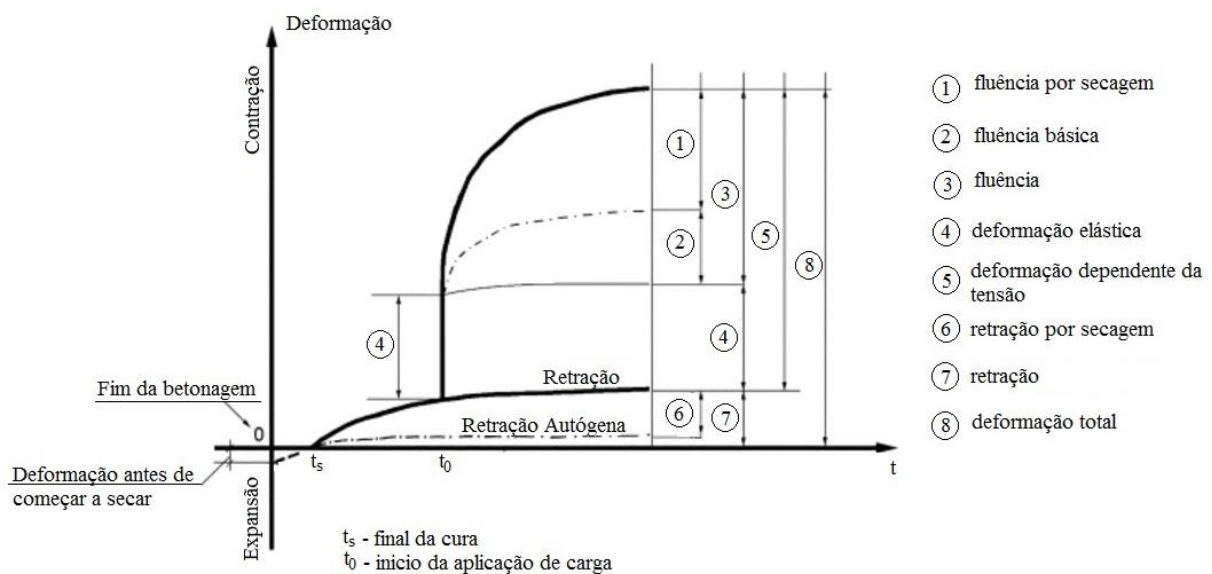


Figura 5.2 – deformação por fluência e retração com tensão de compressão constante a partir de  $t_0$  (adaptado de AMERICAN CONCRETE INSTITUTE, 2005, p. 2)

Diversos são os fatores que influenciam no comportamento diferido do concreto e muitos dos fatores que influenciam a fluência também estão relacionados com a retração. Alguns dos principais fatores que influenciam são: relação  $a/c$ , tipo de cimento, finura dos grãos de cimento e dos agregados, umidade, temperatura do ambiente, exposição da peça ao ambiente, condições de cura. Na Figura 5.3 apresentam-se gráficos com a relação de alguns desses fatores com a fluência.

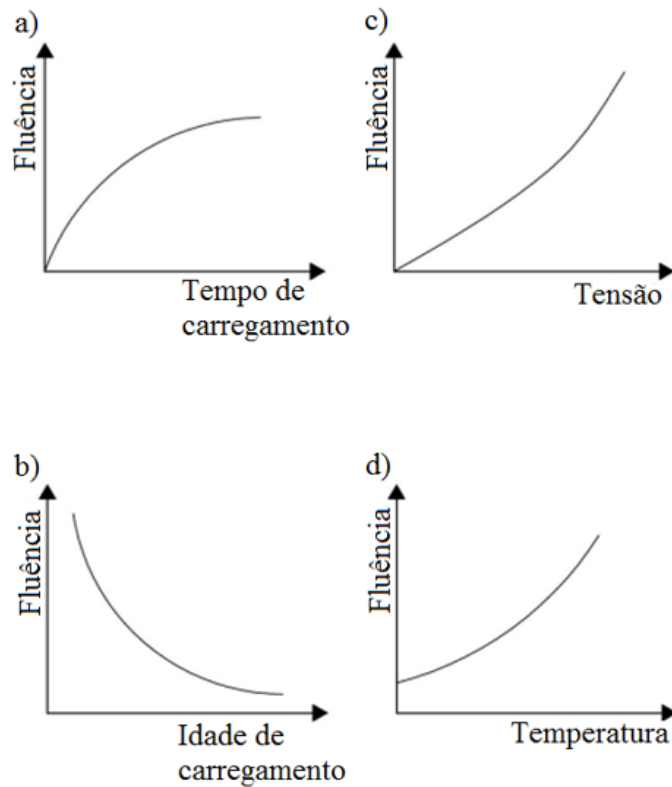


Figura 5.3 - relação entre a fluência e os fatores que a afetam (adaptado de BYFORS, 1980, p. 181)

Na Figura 5.3-a, pode-se ver que a fluência tende a estabilizar conforme a idade do carregamento avança. Isso indica que para tensões baixas a deformação por fluência tende a encontrar um limite, tal como indicado também pelo formato assintótico da curva na Figura 5.2. Na Figura 5.3-b tem-se um dos fatores mais importantes na evolução e magnitude da deformação por fluência: a idade do concreto no instante do carregamento. Quanto maior a idade do concreto no instante de aplicação da carga menor é a sua deformação por fluência. Esse fato traz uma das principais diferenças entre o revestimento de concreto projetado e pré-moldado em túneis. O revestimento pré-moldado é geralmente instalado após os 28 dias de idade e, portanto, entra em carga mais tarde do que o concreto projetado. Isso acarreta em deformações totais menores ao longo do tempo, porém maiores pressões de confinamento sobre o revestimento. Outro comportamento importante pode-se ver na Figura 5.3-c onde a fluência apresenta um regime linear em relação a níveis de tensões baixos e acima de um determinado limite de tensão a fluência deixa de ter essa relação proporcional com a tensão. Esse fato é particularmente importante para os modelos de previsão da deformação ao longo do tempo, uma vez que, respeitado esse limite de tensão a linearidade simplifica os cálculos através do uso do princípio da superposição dos efeitos. Já a Figura 5.3-d mostra o comportamento da



fluência frente as condições ambientais de temperatura. Em relação a umidade, quanto maior for a umidade relativa do ambiente menor será a deformação por fluência e retração devido a secagem.

Várias formulações de previsão da deformação por fluência e retração encontram-se disponíveis na literatura e nos códigos de projetos. Grande parte dessas formulações vêm de ajustes com dados experimentais e, como as características dos materiais são em grande parte condicionadas à região do ensaio, há uma certa aproximação devido a dispersão dos dados, com coeficientes de variação 25,9% a 67,4%, dependendo da formulação como demonstrado por Fanourakis & Ballim (2003). Nessa dissertação será utilizado o modelo proposto pelo Comité Euro-International du Béton (1993): CEB-FIP Model Code 1990 (ou CEB-MC90). Esse modelo possui a vantagem de se encaixar na teoria da solidificação de Bazant & Prasannan (1989<sup>a</sup>, 1989<sup>b</sup>), conforme Dias (2013, et al. 2015) verificou e aplicou em análises de vigas mistas de aço-concreto. Isso só é possível pois, assim como na formulação de Bazant & Prasannan, a formulação do CEB-MC90 separa o fator do coeficiente de fluência que depende do envelhecimento (idade do concreto) do fator de fluência que depende do tempo de aplicação da carga (idade da carga). Tal separação, por exemplo, não ocorre na formulação mais atual feita pela Fédération Internationale du Béton (2010). Em vista dessa decomposição, a teoria apresentada por Bazant & Prasannan permite modelar eficientemente os casos em que há um histórico de tensões variáveis, uma vez que o algoritmo incremental de solução proposto por esses autores utiliza o modelo reológico de Kelvin-Generalizado com parâmetros independentes da idade do concreto. Ademais, esse algoritmo também evita a necessidade de guardar o histórico de tensões ao longo do tempo.

## 5.1 FORMULAÇÃO PARA FLUÊNCIA E RETRAÇÃO DO CEB-MC90

O modelo apresentado no código CEB-MC90 para fluência e retração prediz um comportamento médio e válido para estruturas de resistência característica entre 12MPa e 80MPa, sujeitas a uma tensão de compressão média menor do que 40% da resistência média do concreto e expostas a uma umidade relativa acima de 40% com a média de temperatura entre 5°C e 30°C (COMITÉ EURO-INTERNATIONAL DU BÉTON, 1993, p. 53).

O limite de tensão de 40% da resistência média à compressão  $f_{cm}$  introduz uma verificação necessária para utilizar a formulação e, conseqüentemente, o modelo implementado nessa

dissertação. Nesse aspecto, é útil definir o fator de validação  $FV = \sigma_3 / (40\%f_{cm})$ , onde  $\sigma_3$  é a tensão principal de compressão no revestimento. Essa tensão interna é oriunda das pressões externas atuante sobre o revestimento logo no final da construção do túnel, uma vez, que nessa etapa se terá as maiores pressões sobre o revestimento. Após essa etapa, o revestimento deformará continuamente, o que diminuirá aos poucos a pressão externa. Quando  $FV \geq 1$  as tensões internas estarão acima da validade do formulário do CEB-MC90 fazendo com que os resultados subestimem a não linearidade entre a deformação diferida no tempo e a tensão. Por outro lado, quando  $FV \leq 1$ , as tensões internas estarão dentro da validade do formulário do CEB-MC90, indicando que a deformação por fluência decorrente do histórico de tensões em diferentes instantes de tempo pode ser simplificada considerando o princípio da superposição dos efeitos. Porém, para garantir essa linearidade, é necessário que a função de fluência, tal como será visto adiante, seja independente do nível de tensão. E isso de fato está garantido quando os níveis de tensões, aplicados à estrutura, não ultrapassam 40% da resistência média à compressão do material (COMITÉ EURO-INTERNATIONAL DU BÉTON, 1993, p. 53-54).

Segundo o Comité Euro-Internacional du Béton (1993, p. 53), a deformação total na idade  $t$  de uma peça de concreto uniaxialmente carregada a partir da idade  $t_0$  com uma tensão constante  $\sigma_c(t_0)$ , pode ser expressa conforme:

$$\varepsilon_c(t) = \varepsilon_{ci}(t_0) + \varepsilon_{cc}(t) + \varepsilon_{cs}(t) + \varepsilon_{cT}(t) = \varepsilon_{c\sigma}(t) + \varepsilon_{cn}(t) \quad (5.1)$$

Em que:

$t$  = idade do concreto [dias];

$t_0$  = idade do concreto no instante em que a tensão foi aplicada [dias];

$\varepsilon_c(t)$  = deformação total;

$\varepsilon_{ci}(t_0)$  = deformação inicial (instantânea) elástica e linear devido a aplicação do carregamento no tempo  $t_0$ ;

$\varepsilon_{cc}(t)$  = deformação por fluência, resultante para um tempo  $t > t_0$ ;

$\varepsilon_{cs}(t)$  = deformação por retração;

$\varepsilon_{cT}(t)$  = deformação térmica;

$\varepsilon_{c\sigma}(t) = \varepsilon_{ci}(t_0) + \varepsilon_{cc}(t)$  = deformação dependente da tensão;

$\varepsilon_{cn}(t) = \varepsilon_{cs}(t) + \varepsilon_{cT}(t)$  = deformação independente da tensão.

A deformação inicial (instantânea) elástica e linear devido a aplicação do carregamento na idade  $t_0$  é dada pela seguinte expressão (COMITÉ EURO-INTERNATIONAL DU BÉTON, 1993, p. 54):

$$\varepsilon_{ci}(t_0) = \frac{\sigma_c(t_0)}{E_c(t_0)} \quad (5.2)$$

Em que:

$\sigma_c(t_0)$  = tensão constante aplicada em  $t_0$  [MPa];

$E_c(t_0)$  = módulo de elasticidade tangente do concreto em  $t_0$  [MPa].

Já a deformação por fluência para uma tensão constante aplicada em  $t_0$  é dada por (COMITÉ EURO-INTERNATIONAL DU BÉTON, 1993, p. 53):

$$\varepsilon_{cc}(t, t_0) = \frac{\sigma_c(t_0)}{E_{ci}} \phi(t, t_0) \quad (5.3)$$

Sendo:

$\phi(t, t_0)$  = coeficiente de fluência;

$E_{ci}$  = módulo de elasticidade do concreto na idade de 28 dias.

Somando-se a expressão (5.2) e (5.3) a deformação dependente da tensão pode ser expressa conforme (COMITÉ EURO-INTERNATIONAL DU BÉTON, 1993, p.54):

$$\varepsilon_{c\sigma}(t, t_0) = \sigma_c(t_0) \left[ \frac{1}{E_c(t_0)} + \frac{\phi(t, t_0)}{E_{ci}} \right] = \sigma_c(t_0) J(t, t_0) \quad (5.4)$$

Em que  $J(t, t_0) = \frac{1}{E_c(t_0)} + \frac{\phi(t, t_0)}{E_{ci}}$  é a função de fluência, que representa a deformação na idade  $t$  causada por uma tensão unitária constante atuante no intervalo de tempo  $(t - t_0)$ . Como a função de fluência não depende da tensão, utilizando o princípio da superposição dos efeitos a

deformação por fluência para cargas aplicadas em diferentes idades do concreto pode ser expressa como:

$$\varepsilon_{c\sigma}(t, t_0) = \sigma_c(t_0)J(t, t_0) + \int_{t_0}^t J(t, \tau) \frac{\partial \sigma_c(\tau)}{\partial \tau} d\tau \quad (5.5)$$

Sendo  $\int_{t_0}^t J(t, \tau) \frac{\partial \sigma_c(\tau)}{\partial \tau} d\tau$  a deformação dependente da tensão devido a um histórico de tensão qualquer ao longo do tempo.

De acordo com o Comité Euro-International du Béton (1993, p. 39, p.52, p.63) o módulo de elasticidade do concreto pode ser obtido através do seguinte roteiro de fórmulas:

$$E_{ci} = E_{c0} \left( \frac{f_{cm}}{f_{cm0}} \right)^{1/3} \quad (5.6)$$

$$E_{ci}(T) = E_{ci}(1.06 - 0.003T/T_0) \quad (5.7)$$

$$\beta_E(t) = [\beta_{cc}(t)]^{0.5} \quad (5.8)$$

$$\beta_{cc}(t) = e^{\left[ 1 - \left( \frac{28}{t} \right)^{0.5} \right]} \quad (5.9)$$

$$E_c(t) = \beta_E(t)E_{ci}(T) \quad (5.10)$$

Em que:

$E_{c0} = 21500\text{MPa}$  = módulo de elasticidade de referência;

$f_{cm}$  = resistência média à compressão do concreto [MPa], que pode ser estimada por  $f_{ck} + \Delta f$ , sendo  $\Delta f = 8\text{MPa}$  e  $f_{ck}$  a resistência característica à compressão do concreto [MPa];

$f_{cm0} = 10\text{MPa}$  = resistência média de referência;

$E_{ci}(T)$  = módulo de elasticidade tangente do concreto na idade de 28 dias [MPa] considerando a temperatura média  $T$  [°C];

$T_0 = 1^\circ\text{C}$  = temperatura de referência;

$\beta_E(t)$  = coeficiente que leva em consideração o desenvolvimento da resistência ao longo do tempo;

$\beta_{cc}(t)$  = coeficiente de ajuste em função da idade do concreto e do tipo de cimento;

$s$  = parâmetro que depende do tipo de cimento utilizado: 0,20 cimento de endurecimento rápido e alta resistência inicial; 0,25 para cimento de endurecimento rápido e normal e 0,38 para cimento de endurecimento lento;

$E_c(t)$  = módulo de elasticidade tangente na idade  $t$  [MPa].

Conforme o Comité Euro-International du Béton (1993, p. 54) o coeficiente de fluência é dado por:

$$\phi(t, t_0) = \phi_0 \beta_c(t - t_0) \quad (5.11)$$

Sendo:

$\phi_0$  = coeficiente que depende da idade do concreto  $t_0$  no instante em que a tensão foi aplicada;

$\beta_c(t - t_0)$  = coeficiente que depende da idade do carregamento  $(t - t_0)$ .

Na expressão (5.11), a decomposição do coeficiente de fluência em dois fatores, um que depende exclusivamente da idade do concreto  $\phi_0$  e outro que depende exclusivamente da idade da carga  $\beta_c$ , é vantajosa para adaptar essa formulação ao modelo proposto por Bazant & Prasannan (1989<sup>a</sup>, 1989<sup>b</sup>), uma vez que, como será visto no próximo capítulo, o modelo desses autores faz essa mesma decomposição.

Segundo o Comité Euro-International du Béton (1993, p. 55, p. 56, p. 62, p. 64) o fator  $\phi_0$  em (5.11) pode ser calculado através do seguinte roteiro de fórmulas:

$$h = \frac{2A_c}{u} \quad (5.12)$$

$$\phi_{RH} = 1 + \frac{1 - RH/RH_0}{0.46(h/h_0)^{1/3}} \quad (5.13)$$

$$\phi_T = \exp \left[ 0.015 \left( \frac{T}{T_0} - 20 \right) \right] \quad (5.14)$$

$$\phi_{RH,T} = \phi_T + (\phi_{RH} - 1)\phi_T^{1.2} \quad (5.15)$$

$$\beta(f_{cm}) = \frac{5.3}{(f_{cm}/f_{cm0})^{0.5}} \quad (5.16)$$

$$t_{0,T} = \sum_{i=1}^n \Delta t_i \exp \left[ 13.65 - \frac{4000}{273 + T(\Delta t_i)/T_0} \right] \quad (5.17)$$

$$t_{0,adj} = t_{0,T} \left[ \frac{9}{2 + (t_{0,T}/t_{1,T})^{1.2}} + 1 \right]^\alpha \geq 0.5 \text{ dias} \quad (5.18)$$

$$\beta(t_{0,adj}) = \frac{1}{0.1 + (t_{0,adj}/t_1)^{0.5}} \quad (5.19)$$

$$\phi_0 = \phi_{RH,T} \beta(f_{cm}) \beta(t_{0,adj}) \quad (5.20)$$

Sendo:

$h$  = espessura fictícia da peça de concreto [mm]. No caso de um túnel de seção circular com raio interno  $R_i$  e raio externo  $R_e$  tem-se  $h = \frac{R_e^2 - R_i^2}{R_i}$ ;

$A_c$  = área da seção transversal da peça de concreto [mm<sup>2</sup>];

$u$  = perímetro da peça de concreto exposto ao meio ambiente [mm], que no caso de túneis, pode ser adotado como sendo a circunferência calculada com o raio interno da seção;

$\Phi_{RH}$  = coeficiente que depende da exposição da peça a umidade do ambiente;

$RH$  = umidade relativa do meio ambiente [%];

$RH_0 = 100\%$  = umidade relativa de referência;

$h_0 = 100\text{mm}$  = espessura fictícia de referência;

$\Phi_T$  = coeficiente que leva em consideração a temperatura;

$\Phi_{RH,T}$  = coeficiente que depende da exposição da peça a umidade do ambiente corrigido com a temperatura;

$\beta(f_{cm})$  = coeficiente que depende da resistência média à compressão do concreto;

$t_{0,T}$  = idade do concreto no instante de aplicação da carga corrigido com o efeito da temperatura [dias];

$\Delta t_i$  = número de dias onde a temperatura  $T$  prevalece;

$T(\Delta t_i)$  = temperatura [°C] predominante durante o período  $\Delta t_i$ ;

$t_{0,adj}$  = idade do concreto no instante em que o carregamento é aplicado ajustada com o efeito da temperatura [dias];

$t_{1,T} = 1$  dia = idade de referência;

$\alpha$  = coeficiente que depende do tipo de cimento: -1 para endurecimento lento, 0 para endurecimento rápido e normal e 1 para endurecimento rápido de alta resistência;

$\beta(t_{0,adj})$  = coeficiente que depende da idade do concreto no instante de aplicação da carga;

$t_1 = 1$  dia = idade de referência.

Ainda segundo o Comité Euro-International du Béton (1993, p.55) o fator  $\beta_c(t - t_0)$  em (5.11) pode ser calculado através do seguinte roteiro de fórmulas:

$$\beta_H = 150 \left\{ 1 + \left( 1.2 \frac{RH}{RH_0} \right)^{18} \right\} \frac{h}{h_0} + 250 \leq 1500 \quad (5.21)$$

$$\beta_c(t - t_0) = \left[ \frac{(t - t_0)/t_1}{\beta_H + (t - t_0)/t_1} \right]^{0.3} \quad (5.22)$$

Sendo  $\beta_H$  o coeficiente que depende da umidade relativa do ambiente. Com relação a deformação por retração, o Comité Euro-International du Béton (1993, p. 57) fornece a seguinte relação para a deformação por retração:

$$\varepsilon_{cs}(t, t_s) = \varepsilon_{cs0} \beta_s(t - t_s) \quad (5.23)$$

Onde:

$t_s$  = idade do concreto no início da retração (equivalente a idade do concreto no final da cura) [dias];

$\varepsilon_{cs0}$  = fator da retração que depende da idade do concreto e independe da idade da retração;

$\beta_s(t - t_s)$  = fator que depende da idade da retração ( $t - t_s$ ).

De acordo com o Comité Euro-International du Béton (1993, p. 56, p. 64), o fator  $\varepsilon_{cs0}$  é obtido pelo seguinte roteiro de fórmulas:

$$\varepsilon_s(f_{cm}) = [160 + 10\beta_{sc}(9 - f_{cm}/f_{cm0})]10^{-6} \quad (5.24)$$

$$\beta_{s,RH} = 1 - \left( \frac{RH}{RH_0} \right)^3 \quad (5.25)$$

$$\beta_{RH} = \begin{cases} -1.55\beta_{s,RH} & \text{para } 40\% \leq RH < 99\% \\ 0.25 & \text{para } RH \geq 99\% \end{cases} \quad (5.26)$$

$$\beta_{sT} = 1 + \left( \frac{8}{103 - 100RH/RH_0} \right) \left( \frac{T/T_0 - 20}{40} \right) \quad (5.27)$$

$$\beta_{RH,T} = \beta_{RH} \beta_{sT} \quad (5.28)$$



$$\varepsilon_{cs0} = \varepsilon_s(f_{cm})\beta_{RH,T} \quad (5.29)$$

Sendo:

$\beta_{sc}$  = parâmetro que depende do tipo de cimento utilizado: 8 cimento de endurecimento rápido e alta resistência inicial; 5 para cimento de endurecimento rápido e normal e 4 para cimento de endurecimento lento;

$\varepsilon_s(f_{cm})$  = fator que depende da resistência média à compressão do concreto;

$\beta_{s,RH}$ ,  $\beta_{RH}$  = fatores que dependem da umidade relativa do meio ambiente;

$\beta_{sT}$  = fator que considera a temperatura;

$\beta_{RH,T}$  = fator que depende da umidade relativa do ambiente ajustado com a temperatura;

$T$  = temperatura [°C];

$T_0 = 1^\circ\text{C}$  = temperatura de referência.

E o fator  $\beta_s(t - t_s)$  que independe da idade do concreto no final da cura é dado por (COMITÉ EURO-INTERNATIONAL DU BÉTON, 1993, p. 65, p. 58):

$$\alpha_{sT}(T) = 350 \left( \frac{h}{h_0} \right)^2 \exp[-0.06(T/T_0 - 20)] \quad (5.30)$$

$$\beta_s(t - t_s) = \left[ \frac{(t - t_s)/t_1}{\alpha_{sT}(T) + (t - t_s)/t_1} \right]^{0.5} \quad (5.31)$$

Sendo  $\alpha_{sT}(T)$  o fator que leva em consideração a espessura fictícia corrigido com a temperatura.

A deformação referente a variação de temperatura  $\varepsilon_{cT}(t)$  em (5.1), cuja formulação consta no CEB-MC90, não será considerada nesse trabalho, pois adota-se a hipótese de que a temperatura é constante ao longo da análise. Porém, um exemplo de aplicação dessa deformação no concreto seria o caso de uma análise que considerasse o incêndio no interior do túnel. Nesse trabalho, portanto, como deformações independentes da tensão serão consideradas apenas a deformação por retração.

## 5.2 TEORIA DA SOLIDIFICAÇÃO PARA A FLUÊNCIA DO CONCRETO

Ao contrário da retração, que independe da tensão, na fluência a idade do concreto no momento de aplicação da tensão (ou seja, o envelhecimento do concreto) acaba influenciando nas deformações diferidas no tempo. Bazant & Prasannan (1989<sup>a</sup>, 1989<sup>b</sup>) tentaram resolver essa dificuldade (entre outras) propondo um modelo físico que compreende o envelhecimento como um fator separado da idade da carga relacionado apenas com o volume de concreto solidificado  $v(t)$  ao longo do tempo.

Esses autores separaram a deformação por fluência em duas parcelas: uma chamada de “viscoelástica” e outra chamada de “viscosa”, sendo a primeira em grande parte responsável pela forma da fluência em pequenas idades de carregamento e a segunda parcela em grande parte responsável pela forma da fluência no longo prazo. O modelo completo para o concreto pode ser visto esquematizado na Figura 5.4.

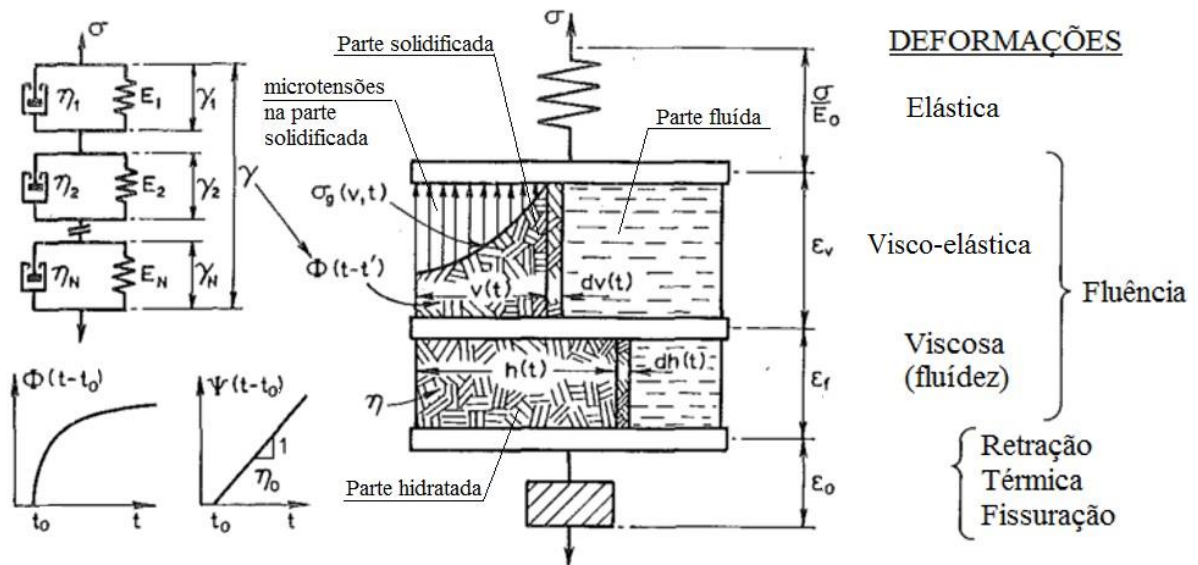


Figura 5.4 – modelo do concreto (adaptado de Bazant & Prasannan, 1989<sup>a</sup>, p. 1693)

Conforme o modelo apresentado na Figura 5.4 a deformação total é dada por:

$$\epsilon_c(t) = \frac{\sigma}{E_0} + \epsilon_v + \epsilon_f + \epsilon_0 \quad (5.32)$$

Sendo:

$\sigma$  = tensão constante atuante no concreto;

$E_0$  = módulo de elasticidade do concreto referente aos agregados e partículas microscópicas da pasta de cimento;

$t$  = idade do concreto;

$\varepsilon_v$  = parcela viscoelástica da deformação por fluência;

$\varepsilon_f$  = parcela viscosa (fluidez) da deformação por fluência;

$\varepsilon_0$  = deformação que independe da tensão: retração, térmica e por fissuração.

Segundo Bazant & Prasannan (1989<sup>a</sup>, p. 1692), ao contrário de formulações anteriores, a independência do tempo no módulo de elasticidade do concreto é justificada por representar agregados e partículas microscópicas cujas propriedades não se alteram com o tempo.

A divisão da deformação por fluência em duas parcelas,  $\varepsilon_v$  e  $\varepsilon_f$ , tem o intuito de tratar a forma da curva de fluência em relação a idade do carregamento. Para idades de carregamento pequenas a função tem forma de potência (fluência primária), e para idades de carregamentos longas, a fluência toma a forma predominantemente logarítmica (o que muitas vezes é convenientemente visto como uma reta na escala semi-log do tempo) (BAZANT & PRASANAN, 1989<sup>a</sup>, p. 1696).

Conforme indica a Figura 5.4, a parcela dita viscoelástica  $\varepsilon_v$  está relacionada com a fração de volume de concreto já solidificado  $v(t)$  e com um coeficiente de fluência dependente da idade de carregamento  $\phi(t - t_0)$ . De forma análoga, a parcela dita viscosa  $\varepsilon_f$  depende da fração de cimento hidratado  $h(t)$  e do coeficiente  $\psi(t - t_0)$  também dependente da idade do carregamento.

Pode-se ver, como indicado na Figura 5.4, que a função  $\phi(t - t_0)$  está sendo representada por um modelo reológico de Kelvin-Generalizado (ou também conhecido como cadeia de Kelvin). Essa analogia ocorre, pois, o comportamento da fluência ao longo do tempo pode muito bem ser aproximado por esse modelo reológico. Ademais, o fato desse ajuste ser aplicado no coeficiente que é independente da idade do concreto, faz com que os parâmetros desse modelo sejam também independentes dessa idade (que nada mais é do que o envelhecimento do concreto) e, como mostrado adiante, isso facilita a utilização numérica dessa teoria.

Segundo Bazant & Prasannan (1989<sup>a</sup>, p. 1695), as leis que governam as parcelas de deformações por fluência em (5.32) são dadas por:

$$\dot{\varepsilon}_v(t) = \frac{F(\sigma(t))}{v(t)} \dot{\gamma}(t - t_0) \quad (5.33)$$

$$\dot{\varepsilon}_f(t) = \frac{F[\sigma(t)]}{\eta(t)} \sigma(t) \quad (5.34)$$

Em que:

$F(\sigma(t))$  = função adimensional que introduz a não linearidade frente as tensões;

$v(t)$  = fração de volume de concreto já solidificado;

$\dot{\gamma}(t - t_0) = \int_0^t \dot{\phi}(\tau - t_0) d\sigma(t_0)$  = taxa de microdeformação viscoelástica;

$\eta(t) = \eta_0 h(t)$  = viscosidade macroscópica aparente que não é constante e depende da idade do concreto  $t$ , sendo  $\eta_0$  a viscosidade efetiva do cimento hidratado e  $h(t)$  a concentração de cimento hidratado.

Somando-se (5.33) e (5.34) e aplicando uma tensão unitária constante em um uma idade  $t_0$  tem-se a seguinte função de fluência:

$$J(t, t_0) = \frac{1}{E_0} + \frac{\gamma(t - t_0)}{v(t)} + \frac{1}{\eta(t)} \quad (5.35)$$

Bazant & Prasannan (1989<sup>a</sup>, p. 1697), apresentam as formas matemáticas para  $F(\sigma(t))$ ,  $v(t)$ ,  $\phi(t - t_0)$  e  $\eta(t)$  com parâmetros de ajustes que dependem do material:  $q_1$ ,  $q_2$ ,  $q_3$  e  $q_4$ , que ao final do artigo também foram propostos pelos autores em função da relação água/cimento, agregado/cimento, agregado/areia e resistência média aos 28 dias (BAZANT & PRASANNAN, 1989<sup>b</sup>, p. 1720).

Comparando-se essa expressão (5.35) com a expressão (5.4) pode-se ver que não há a parcela  $1/\eta(t)$  na formulação do CEB-MC90. Isso ocorre, pois na formulação do CEB-MC90 o comportamento da função de fluência para pequenas e grandes idades de carregamentos já está

incluída em seu coeficiente de fluência  $\phi(t, t_0)$ . Considerando esse fato e comparando as expressões (5.4), (5.11) e (5.35) pode-se fazer a seguinte equivalência:

$$E_0 = E_c(t_0) \quad (5.36)$$

$$\gamma(t - t_0) = \beta_c(t - t_0) \quad (5.37)$$

$$\frac{1}{v(t)} = \frac{\phi_0}{E_{ci}} \quad (5.38)$$

$$\frac{1}{\eta(t)} = 0 \quad (5.39)$$

### 5.3 MODELO REOLÓGICO PARA O FATOR DA FLUÊNCIA QUE DEPENDE DA IDADE DO CARREGAMENTO

As soluções numéricas não-lineares geralmente estão formuladas em termos de taxa. Portanto é necessário converter a lei de fluência (do tipo integral) em uma lei em termos de taxa. Isso é possível, não de forma exata, porém com uma boa aproximação, através de um modelo reológico composto por molas e amortecedores combinados (DIAS, 2013, p. 43). Os modelos reológicos mais utilizados para o concreto são as cadeias de Maxwell e Kelvin, conforme representadas na Figura 5.5 e Figura 5.6.

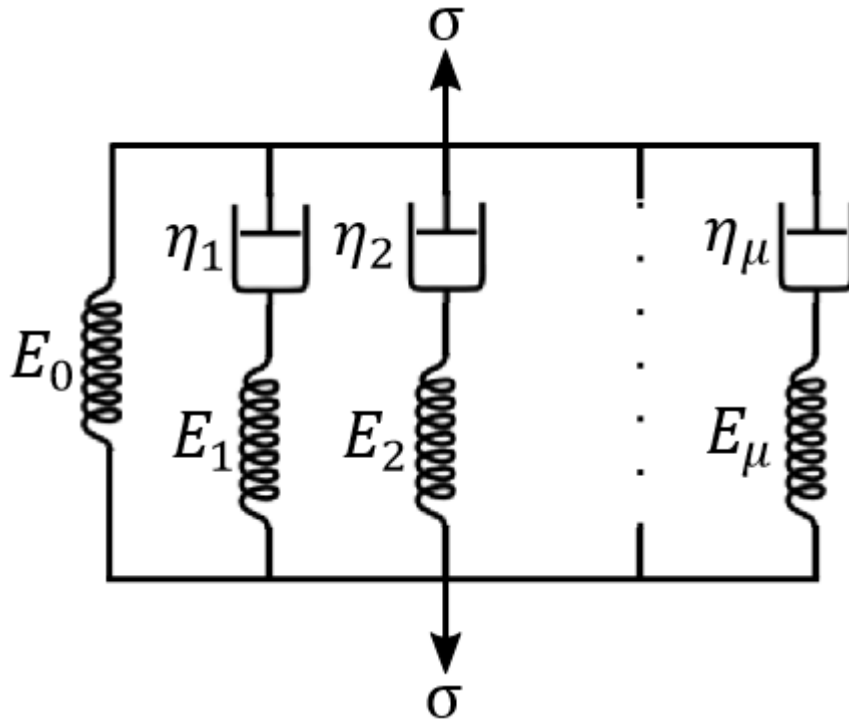


Figura 5.5 – modelo de Maxwell Generalizado (ou Maxwell-Wiechert): compreende uma associação em paralelo de uma mola com diversos modelos de Maxwell (uma associação em série de uma mola e um amortecedor)

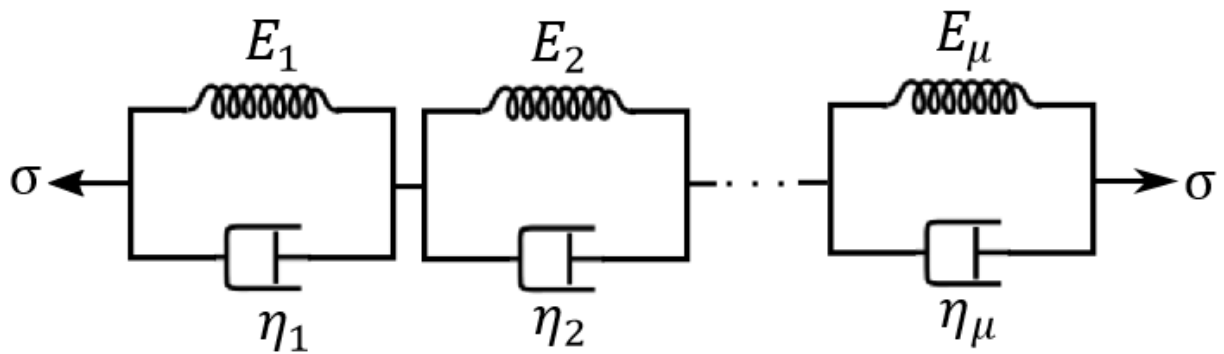


Figura 5.6 – modelo de Kelvin Generalizado (ou Kelvin-Voigt): compreende uma associação em série de diversos elementos de Kelvin (uma associação em paralelo de uma mola e um amortecedor)

Ambos modelos podem ser utilizados para aproximar a deformação diferida do concreto ao longo do tempo. Contudo, sem a decomposição proposta na teoria da solidificação da seção anterior os parâmetros de ambos modelos reológicos acabam dependendo do envelhecimento do concreto. Em vista disso, a cadeia de Maxwell sempre foi preferida frente a cadeia de Kelvin pois esta última adicionava uma ordem a mais na equação diferencial a ser resolvida. Porém, na teoria da solidificação, apenas o fator que independe do envelhecimento do concreto é

ajustado, o que torna os parâmetros constantes e a cadeia de Kelvin atrativa (BAZANT & PRASANNAN, 1989<sup>b</sup>, p. 1704).

No modelo reológico de Kelvin-Generalizado, cada elemento da cadeia está submetido a uma mesma tensão, o que faz com que a equação diferencial de cada elemento seja dada por (BAZANT & PRASANNAN, 1989<sup>b</sup>, p. 1705):

$$E_{\mu}\gamma_{\mu} + \eta_{\mu}\dot{\gamma}_{\mu} = \sigma \quad (5.40)$$

Sendo:

$\sigma$  = tensão total;

$E_{\mu}$  = módulo elástico da  $\mu$ -ésima unidade da cadeia de Kelvin;

$\eta_{\mu}$  = viscosidade da  $\mu$ -ésima unidade da cadeia de Kelvin;

$\gamma_{\mu}$  = deformação da  $\mu$ -ésima unidade da cadeia de Kelvin.

A deformação total da cadeia de Kelvin  $\gamma$  acaba sendo a soma da deformação de cada elemento:

$$\gamma = \sum_{\mu=1}^N \gamma_{\mu} \quad (5.41)$$

Solucionando a equação diferencial (5.41), para uma tensão constante e unitária aplicada em um tempo  $t_0$ , obtém-se a seguinte expressão:

$$\gamma(t - t_0) = \sum_{\mu=1}^N \frac{1}{E_{\mu}} (1 - e^{-(t-t_0)/\tau_{\mu}}) \quad (5.42)$$

Sendo  $\tau_{\mu} = \eta_{\mu}/E_{\mu}$  é o tempo de retardamento à fluência da  $\mu$ -ésima unidade da cadeia. A forma dessa equação também é conhecida como série de Dirichlet (ou Prony) e pode, através de um método de mínimos quadrados, aproximar curvas de fluência. Porém, segundo Bazant & Prasannan (1989<sup>b</sup>, p. 1709), a determinação dos tempos de retardamento a partir de testes de fluência leva a um sistema mal condicionado e, portanto, os autores propõem algumas

recomendações para melhorar o condicionamento do sistema. Tais como a escolha dos tempos de retardação conforme:

$$\tau_{\mu} = \tau_1 10^{\mu-1}, \quad \mu = 1, 2, \dots, N \quad (5.43)$$

Segundo Bazant & Prasannan (1989<sup>b</sup>, p. 1709), as escolhas dos tempos de retardamento devem cobrir o período total de interesse. Nesse trabalho, será adotado os mesmos valores utilizados por Dias (2013, p. 44):

$$\tau_1 = 0.01t_0 \quad e \quad \tau_N = 0.5t_{max} \quad (5.44)$$

Em que  $t_{max}$  é a idade máxima do concreto na análise. A quantidade  $N$  de unidades de Kelvin pode ser determinada como sendo a máxima possível até que se tenha um  $\tau_{\mu}$  superior ou igual a  $\tau_N$ . Porém, não mais do que 6 unidades de Kelvin (DIAS, 2013, p. 169).

Uma vez que se tenha os tempos de retardamento e a quantidade de unidades de Kelvin definidos, as constantes  $1/E_{\mu}$  podem ser obtidas através do método dos mínimos quadrados discretizando a função  $\gamma(t_k - t_0)$  com  $k=1, \dots, L$  pontos. A aplicação desse método nesse problema, consiste em resolver o sistema  $[A]\{X\} = [B]$  onde (DIAS, 2013, p. 52-53):

$$A(i, j) = \sum_{k=1}^L [1 - e^{-(t_k - t_0)/\tau_i}] [1 - e^{-(t_k - t_0)/\tau_j}] \quad (5.45)$$

$$B(i) = \sum_{k=1}^L \gamma(t_k - t_0) [1 - e^{-(t_k - t_0)/\tau_i}] \quad (5.46)$$

$$X(j) = 1/E_j \quad (5.47)$$

Sendo  $\gamma(t_k - t_0) = \beta_c(t_k - t_0)$ , em que  $t_0$  é o instante no qual o primeiro carregamento é aplicado. Para resolução desse sistema utilizou-se o método da eliminação de Gauss que consta em Chapra & Canale (2008, p. 218). Porém antes de resolver o sistema é necessário determinar os pontos que serão utilizados para esse ajuste. Como o comportamento da função é mais



acentuada nas primeiras idades de carregamentos uma escolha eficaz é manter os passos de tempo constantes em escala logarítmica. Com isso, os pontos para o ajuste podem ser obtidos através da seguinte fórmula de recorrência (DIAS, 2013, p. 45):

$$t_{k+1} - t_0 = 10^{\frac{1}{m}}(t_k - t_0), \quad k = 1, \dots, L \quad (5.48)$$

Em que  $m$  é o número de passos por década, sendo este valor em torno de 10 para uma boa precisão (DIAS, 2013, p. 45). Além disso, o primeiro passo faz-se (DIAS, 2013, p. 45):

$$t_1 - t_0 = 0.1t_0 \quad (5.49)$$

A quantidade de pontos  $L$  pode ser determinada como sendo a necessária para atender o tempo em estudo, ou seja, até que  $t_{k+1} - t_0$  seja maior do que  $t_{max} - t_0$ .

#### 5.4 ALGORITMO INCREMENTAL

Uma vez que se tem os parâmetros da cadeia de Kelvin ajustados é necessário introduzir no algoritmo incremental que da forma a solução numérica. Bazant & Prasannan (1989<sup>b</sup>) desenvolveram esse algoritmo admitindo que em cada passo pequeno de tempo  $(t_i, t_{i+1})$ , a tensão  $\sigma(t)$  varia linearmente, podendo nesse pequeno intervalo, obter soluções exatas das equações diferenciais. Em vista desse artifício, a variação linear da tensão é dada pela seguinte expressão (BAZANT & PRASANNAN, 1989<sup>b</sup>, p. 1706):

$$\sigma(t) = \sigma_i + (t - t_i) \frac{\Delta\sigma}{\Delta t} \quad (5.50)$$

Sendo:

$\sigma(t)$  = tensão ao longo do tempo;

$t$  = tempo;

$t_i$  = passo de tempo atual;

$\Delta t = (t_{i+1} - t_i)$  = passo de tempo, sendo  $t_{i+1}$  o tempo seguinte;

$\Delta\sigma = (\sigma_{i+1} - \sigma_i)$  = variação da tensão em um passo de tempo, sendo  $\sigma_i$  a tensão atual e  $\sigma_{i+1}$  a tensão seguinte.

Introduzindo (5.50) em (5.42), adotando a condição inicial  $\gamma_\mu = \gamma_{\mu i}$  no tempo  $t = t_i$ , a solução da equação diferencial (5.42) no tempo  $t = t_{i+1}$  fica sendo (BAZANT & PRASANNAN, 1989<sup>b</sup>, p. 1706):

$$\gamma_{\mu_{i+1}} = \gamma_{\mu_i} e^{-\Delta y_\mu} + \frac{\sigma_i}{E_\mu} (1 - e^{-\Delta y_\mu}) + \frac{1 - \lambda_\mu}{E_\mu} \Delta\sigma \quad (5.51)$$

Com:

$$\Delta y_\mu = \frac{\Delta t}{\tau_\mu} \quad ; \quad \lambda_\mu = \frac{1 - e^{-\Delta y_\mu}}{\Delta y_\mu} \quad (5.52)$$

Sendo:

$\gamma_{\mu_{i+1}}$  = deformação da  $\mu$ -ésima unidade da cadeia de Kelvin do passo de tempo seguinte;

$\gamma_{\mu_i}$  = deformação da  $\mu$ -ésima unidade da cadeia de Kelvin no passo de tempo atual;

$\Delta y_\mu$  = razão entre o intervalo de tempo do passo e o tempo de retardamento da  $\mu$ -ésima unidade da cadeia de Kelvin;

$\sigma_i$  = tensão do passo atual;

$E_\mu$  = módulo elástico da  $\mu$ -ésima unidade da cadeia de Kelvin;

$\Delta\sigma = (\sigma_{i+1} - \sigma_i)$  = variação da tensão sendo  $\sigma_i$  a tensão do passo atual e  $\sigma_{i+1}$  a tensão do passo seguinte;

$\lambda_\mu$  = fator que leva em conta a razão entre o tempo do passo e o tempo de retardamento.

Sendo assim, o incremento de deformação total da cadeia  $\Delta\gamma = \sum (\gamma_{\mu_{i+1}} - \gamma_{\mu_i})$ , pode ser escrito como (BAZANT & PRASANNAN, 1989<sup>b</sup>, p. 1706):

$$\Delta\gamma = \frac{\Delta\sigma}{D} + \Delta\gamma^* \quad (5.53)$$

Em que:

$$\frac{1}{D} = \sum_{\mu=1}^N \frac{1 - \lambda_{\mu}}{E_{\mu}} \quad (5.54)$$

$$\Delta\gamma^* = \sum_{\mu=1}^N \Delta\gamma_{\mu}^* = \sum_{\mu=1}^N \left( \frac{\sigma_i}{E_{\mu}} - \gamma_{\mu_{i+1}} \right) (1 - e^{-\Delta y_{\mu}}) \quad (5.55)$$

Contudo, o que efetivamente é utilizado nos métodos de solução numérica é o incremento de deformação viscosa. Para tanto, sendo a deformação que depende apenas da tensão dada por:

$$\varepsilon(t) = \frac{\sigma}{E_0} + \int \dot{\varepsilon}_v dt + \int \dot{\varepsilon}_f dt \quad (5.56)$$

Considerando que a tensão varia linearmente, conforme (5.50), introduzindo as expressões para as taxas dadas em (5.33) e (5.34) em (5.56) e utilizando uma regra trapezoidal para resolver as integrais em (5.56) em um intervalo de tempo  $(t_i, t_{i+1})$  tem-se o incremento de deformação por fluência dado por (BAZANT & PRASANNAN, 1989<sup>b</sup>, p.1706-1707):

$$\Delta\varepsilon = \frac{\Delta\sigma}{E^*} + \Delta\varepsilon^* \quad (5.57)$$

Sendo:

$$\frac{1}{E^*} = \frac{1}{E_0} + \frac{F[\sigma(t_{i+1/2})]}{v(t_{i+1/2})D} \quad (5.58)$$

$$\Delta\varepsilon^* = F[\sigma(t_{i+1/2})] \left( \frac{\Delta\gamma^*}{\nu(t_{i+1/2})} + q_4 \frac{\Delta t}{t_{i+1/2}} \right) \quad (5.59)$$

Sendo que o subíndice  $i+1/2$  indica o tempo no meio do intervalo  $(t_i, t_{i+1})$  devido a aproximação trapezoidal da integral. Nota-se aqui que se o intervalo de tempo  $(t_{i+1}-t_i)$  é pequeno a aproximação acaba sendo bastante exata.

Porém, para adaptar (5.57), (5.58) e (5.59) às fórmulas do CEB-MC90 tem-se a equivalência vista nas expressões (5.36) à (5.39), sendo que  $F[\sigma(t_{i+1/2})] = 1$ , uma vez que não é ultrapassado o limite de não linearidade com a tensão. A parcela  $q_4 \frac{\Delta t}{t_{i+1/2}}$  da expressão (5.59) também deve sumir uma vez que essa parcela correspondente à  $\varepsilon_f$  já está sendo considerada na determinação de  $\Delta\gamma^*$  através de  $E_\mu$  e  $\tau_\mu$  que foram ajustados para a função  $\beta_c(t - t_0)$ , que não faz a distinção entre a forma da fluência em idades pequenas ou grandes idades.

A equação (5.57) pode ser generalizada, admitindo-se a isotropia do material. Portanto, isolando a variação da tensão em (5.57) tem-se:

$$\{\Delta\sigma\} = [D^*]\{\Delta\varepsilon\} - [D^*]\{\Delta\varepsilon^*\} \quad (5.60)$$

Em que  $\{\Delta\sigma\}$  e  $\{\Delta\varepsilon\}$  representam, respectivamente, o incremento das 6 componentes de tensões e deformações e  $[D^*]$  é a matriz constitutiva isotrópica linear (5.61) avaliada com o coeficiente de Poisson  $\nu$  e com o módulo de elasticidade efetivo  $E^*$  dado pela equação (5.58).

$$[D^*] = \frac{E^*}{(1+\nu)(1-2\nu)} \begin{bmatrix} 1-\nu & \nu & \nu & 0 & 0 & 0 \\ \nu & 1-\nu & \nu & 0 & 0 & 0 \\ \nu & \nu & 1-\nu & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{(1-2\nu)}{2} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{(1-2\nu)}{2} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{(1-2\nu)}{2} \end{bmatrix} \quad (5.61)$$

Inserindo em (5.59) a formulação da cadeia de Kelvin, dada em (5.55) tem-se que o incremento de deformações viscosa  $\{\Delta\varepsilon^*\}$  pode ser escrito como:

$$\{\Delta\varepsilon^*\} = \sum_{\mu=1}^N \{\varepsilon_{\mu}^*\}_i (1 - e^{-\Delta y_{\mu}}) \quad (5.62)$$

Sendo as deformações da  $\mu$ -ésima unidade de Kelvin do passo corrente  $i$  são dadas por:

$$\{\varepsilon_{\mu}^*\}_i = [D_{\mu}]^{-1} \{\Delta\sigma\} + \{\varepsilon_{\mu}^*\}_{(i-1)} (1 - e^{-\Delta y_{\mu}}) \quad (5.63)$$

Em que  $[D_{\mu}]^{-1}$  é a inversa da matriz constitutiva isotrópica linear avaliada com o módulo de elasticidade igual a  $E_{\mu} \nu_{i+1/2} / \lambda_{\mu}$ . Observa-se, nas expressões (5.62) e (5.63) que apenas as deformações  $\{\varepsilon_{\mu}^*\}_{(i-1)}$  dos elementos da cadeia de Kelvin referente ao passo anterior necessitam ser armazenadas. Não precisar guardar o histórico de tensões é a principal vantagem da utilização numérica dessa teoria.

## 6 – ANSYS E IMPLEMENTAÇÃO DO MODELO DO CONCRETO

Do ponto de vista da pesquisa, nem sempre é vantajoso utilizar um programa comercial. Apesar de apresentarem excelente desempenho, sua complexidade evolui com o tempo e isso exige um acompanhamento e estudo sobre seu funcionamento. Muitos desses *softwares* em elementos finitos possuem limitações nos seus modelos, pouca documentação e escassos recursos para customização, o que faz com que o pesquisador opte pela programação de um *software* “caseiro”. Contudo, cada vez mais os engenheiros de desenvolvimento computacional vêm procurando atender as preferências e exigências dos pesquisadores tornando a programação interna mais acessível e a interface do programa mais “amigável”. O ANSYS é um *software* que vem atendendo todos esses requisitos e é cada vez mais utilizado, tanto no meio profissional quanto no acadêmico. A escolha desse *software* se deu justamente por já ser bastante conhecido no meio acadêmico, possuir um excelente manual, comunidades de discussão, licença de uso do laboratório e acesso ao suporte.

Durante esse trabalho, pode-se ainda apontar alguns aspectos interessantes desse programa:

- a) possui uma linguagem chamada APDL (*ANSYS Parametric Design Language*) que permite estruturar o problema em arquivo de texto (*scripts*). Esse recurso permite que o usuário crie variáveis, utilize estruturas de controle (IF, DO, e etc) e execute comandos que chamam as mais diversas funções de pré/pós processamento;
- b) possui excelente menu de ajuda com a sintaxe dos comandos APDL e manuais descritivos da teoria. Isso facilita em muito o autodidatismo na hora de compreender e utilizar o *software*;
- c) possui ferramentas de solução de sistema eficientes e especializadas em resolver sistemas grandes, incluindo computação paralela;
- d) possui o recurso de ativação e desativação dos elementos, importante para simular o processo de construção do túnel;
- e) possui recursos programáveis em Fortran77 para customização do modelo do material;

- f) possui interface de pré e pós processamento que facilita a construção da malha e visualização de resultados.

Nesse capítulo é feita uma breve descrição do funcionamento do ANSYS naquilo que envolve essa dissertação e alguns apontamentos sobre a customização do material através da subrotina *UserMat*. No final serão apresentados alguns dos testes do modelo do concreto viscoelástico.

## 6.1 SOLUÇÃO DE PROBLEMAS NÃO LINEARES NO ANSYS

Como visto anteriormente, em um modelo estrutural formulado em elementos finitos é necessário realizar um processo de discretização do domínio do problema, de montagem e de solução do seguinte conjunto equações (ANSYS, 2013<sup>a</sup>, p. 711):

$$[K]\{u\} = \{F^a\} \quad (6.1)$$

Sendo:

$[K]$  = a matriz de rigidez global resultante da montagem das matrizes de rigidez  $[K_e]$  de cada elemento;

$\{u\}$  = vetor incógnita contendo os deslocamentos nodais  $\{u_e\}$  de todos os nós de cada elemento;

$\{F^a\}$  = vetor de forças externas aplicadas nos nós.

Quando a matriz de coeficientes  $[K]$  é função dos graus de liberdades incógnitos (ou de seus derivados), a equação (6.1) é dita não-linear. Ainda, quando o problema possui uma não linearidade envolvendo o material, ou seja, quando a matriz de coeficientes se altera dependendo do nível da carga ou do tempo, a equação também é dita não-linear. O método de Newton-Raphson é o processo iterativo utilizado pelo ANSYS para resolver essas não linearidades. Esse método consiste em aplicar as seguintes fórmulas de recorrência (ANSYS, 2013<sup>a</sup>, p. 712):

$$\{\Delta u\}_i = [K^T]_i^{-1} (\{F^a\} - \{F^{nr}\}_i) \quad (6.2)$$

$$\{u\}_{i+1} = \{u\}_i + \{\Delta u\}_i \quad (6.3)$$

Sendo:

$\{\Delta u\}_i$  = vetor de incremento de deslocamentos nodais na iteração atual  $i$ ;

$\{F^a\}$  = o vetor de forças externas aplicado;

$\{F^{nr}\}_i$  = vetor de forças internas (ou vetor de forças restauradoras) na iteração atual  $i$ ;

$(\{F^a\} - \{F^{nr}\}_i) = \{R\}_i$  = vetor de carga desbalanceado (também chamado de resíduo) para a iteração atual  $i$ ;

$[K^T]_i$  = matriz de rigidez tangente na iteração atual  $i$ ;

$\{u\}_{i+1}$  = vetor contendo o valor das incógnitas dos nós para a próxima iteração  $i+1$ ;

$\{u\}_i$  = vetor incógnita dos nós para a iteração atual  $i$ .

O processo iterativo envolve as seguintes etapas (ANSYS, 2013<sup>a</sup>, p. 712):

1. assume na primeira iteração  $\{u\}_0 = \{0\}$ ;
2. calcula a matriz tangente atualizada  $[K^T]_i$  e o vetor de forças internas  $\{F^{nr}\}_i$  para a configuração  $\{u\}_i$ ;
3. calcula  $\{\Delta u\}_i$  a partir da equação (6.2);
4. adiciona  $\{\Delta u\}_i$  ao vetor de incógnitas  $\{u\}_i$  para obter, conforme (6.3), próxima iteração  $\{u\}_{i+1}$ ;
5. repete os passos (2), (3) e (4) até que a convergência seja obtida, ou seja, o resíduo fique abaixo de uma determinada tolerância.

A Figura 6.1 ilustra as iterações de equilíbrio graficamente considerando o problema unidimensional.



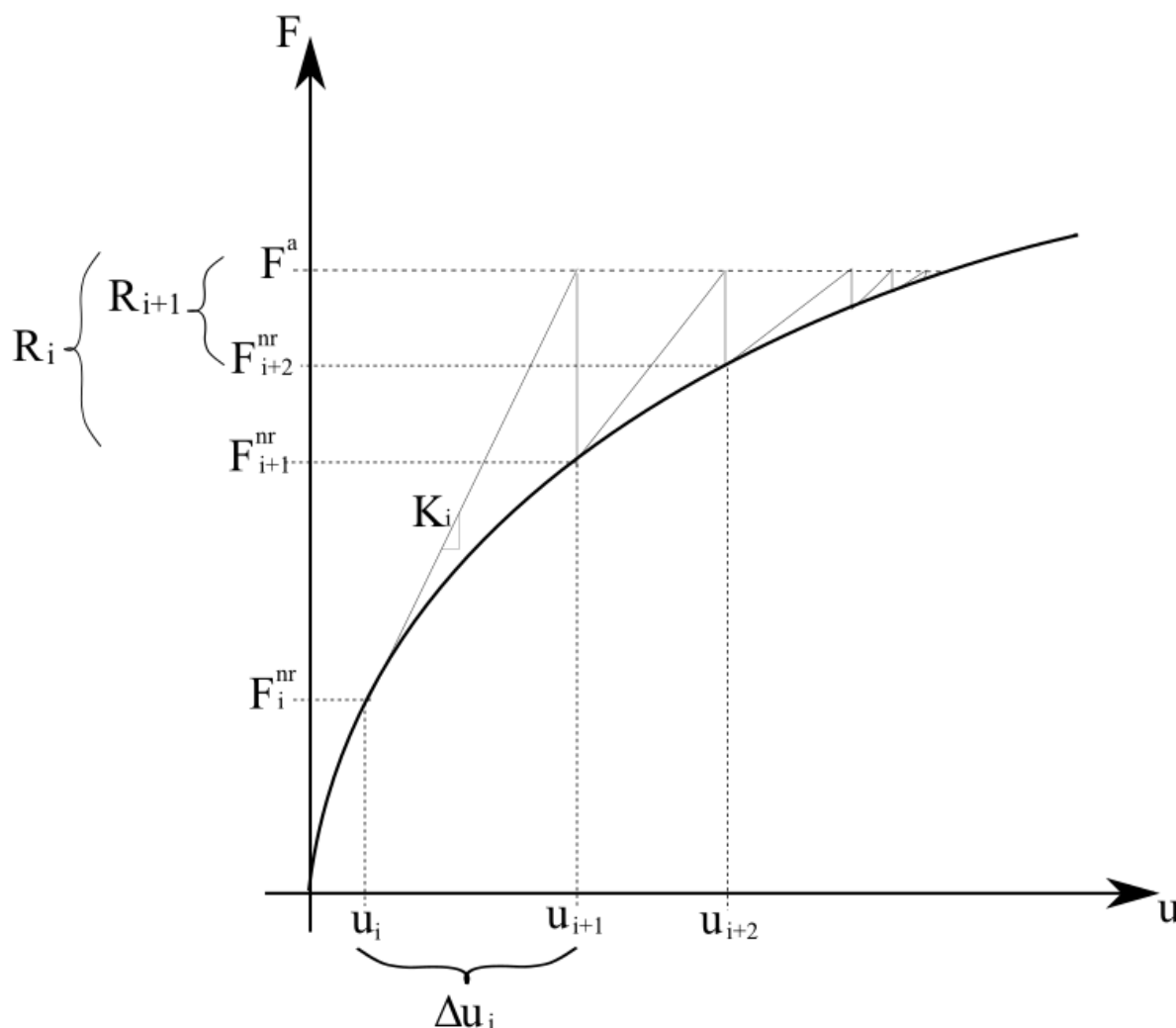


Figura 6.1 – ilustração do método de Newton-Raphson (adaptado de ANSYS, 2013<sup>a</sup>, p. 714)

Se a análise inclui plasticidade ou plasticidade dependente do tempo, então o processo de solução requer que alguns passos intermediários estejam em equilíbrio. Isso é realizado através de uma análise incremental onde o vetor de cargas final é aplicado em incrementos e/ou as propriedades dos materiais são atualizadas em incrementos de tempo. Com isso, adiciona-se mais um índice referente a esse passo na expressão (6.2) e (6.3), ficando então (ANSYS, 2013<sup>a</sup>, p. 714):

$$\{\Delta u\}_{n,i} = [K^T]_{n,i}^{-1} (\{F^a\}_n - \{F^{nr}\}_{n,i}) \quad (6.4)$$

$$\{u\}_{n,i+1} = \{u\}_{n,i} + \{\Delta u\}_{n,i} \quad (6.5)$$

Em que  $n$  representa o subpasso de incremento de carga ou tempo e  $i$  a interação de equilíbrio. Esse incremento pode ser definido através dos comandos DELTIM (específica o tamanho do passo, o tamanho mínimo e máximo) ou NSUBST (específica o número de divisões, o número de divisões máximas e mínimas). Além disso, o ANSYS permite através do comando AUTOTS ativar a opção de definir automaticamente, dentro dos limites definidos em DELTIM/NSUBST, mais subpassos, quando esgota as tentativas de convergência nas iterações de equilíbrio, dividindo o subpasso atual ao meio (bisseção) e reiniciando as iterações.

Os valores de  $\{u\}_{n,0}$ ,  $[K^T]_{n,0}^{-1}$  e  $\{F^{nr}\}_{n,0}$  utilizado na primeira iteração de equilíbrio (no começo do processo em cada incremento  $n$  de carga ou tempo) é igual a solução convergente anterior  $n-1$ . A Figura 6.2 ilustra esse processo considerando um problema unidimensional.

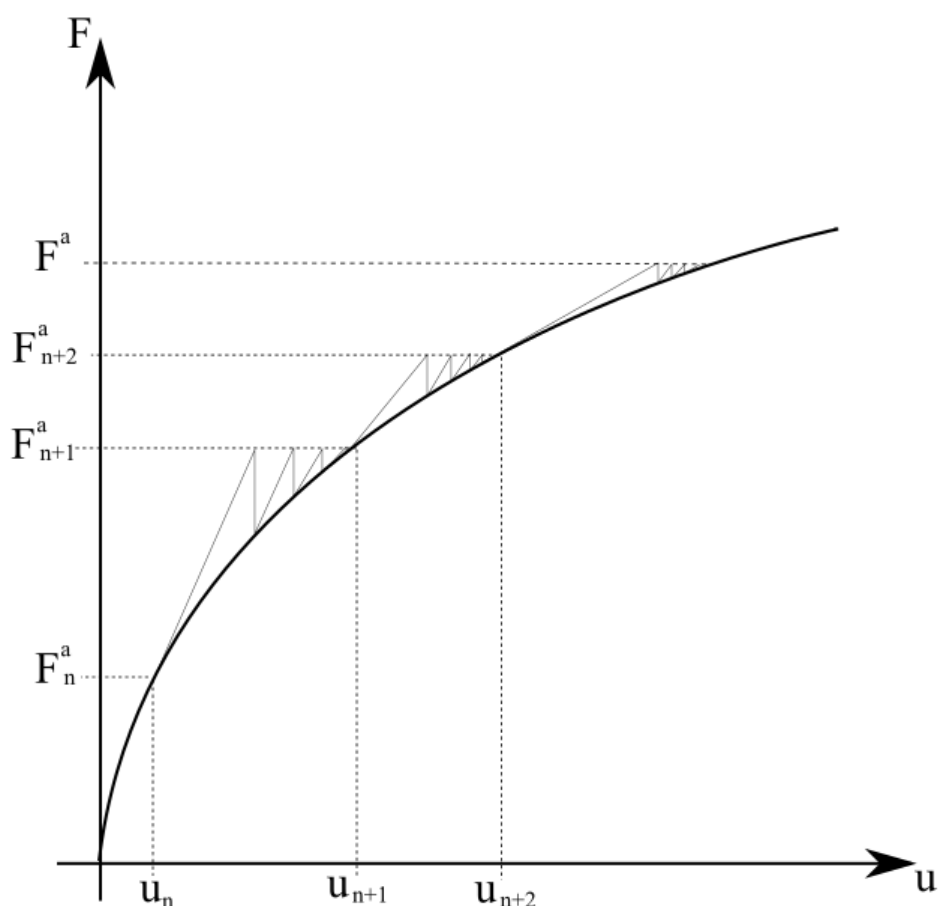


Figura 6.2 – ilustração do método de Newton-Raphson com etapas intermediárias de equilíbrio (adaptado de ANSYS, 2013<sup>a</sup>, p. 715)

Para cada incremento de carga ou de tempo as iterações de equilíbrio continuam até que a convergência seja atingida ou o limite máximo de iterações seja alcançado. Esse limite pode ser definido através do comando NEQIT que, por padrão, é definido em 25 iterações. Quando não é atingido a convergência dentro desse limite, se o tempo automático está ativado, através do comando AUTOTS, a análise irá dividir o tempo ou a carga e refazer os cálculos. Se a bisseção não for possível a análise irá terminar ou seguir para o próximo passo de carga, de acordo com as instruções definidas no comando NCNV (que possui as opções de seguir ou terminar a análise e/ou fechar o programa).

A convergência durante as iterações de equilíbrio é verificada através do vetor de carga desbalanceado e o vetor de incremento dos deslocamentos nodais (ANSYS, 2013<sup>a</sup>, p. 716):

$$\|\{R\}_i\| < \varepsilon_R R_{REF} \quad (6.6)$$

$$\|\{\Delta u\}_i\| < \varepsilon_u u_{REF} \quad (6.7)$$

Em que:

$\|\{R\}_i\|$  = norma do resíduo da iteração de equilíbrio  $i$ ;

$\|\{\Delta u\}_i\|$  = norma do vetor de incremento de deslocamentos da iteração de equilíbrio  $i$ ;

$\varepsilon_R$  = tolerância para o resíduo que por padrão é 0,5%;

$R_{REF}$  = valor de referência para o resíduo, que por padrão é o maior entre  $\|\{F^a\}_n\|$  ou 0,01;

$\varepsilon_u$  = tolerância para deslocamentos, que por padrão é assumido como 5%;

$u_{REF}$  = valor de referência para deslocamentos, que por padrão é  $\|\{u\}_i\|$ .

Ou seja, por padrão a tolerância para o resíduo é de 0,5% do valor das forças externas e os deslocamentos não podem apresentar uma variação maior do que 5%.

O ANSYS traz três opções para calcular a norma do resíduo (ANSYS, 2013<sup>a</sup>, p. 717):

$$\|\{R\}_i\| = \begin{cases} \|\{R\}_i\|_\infty = \max |R_j| \\ \|\{R\}_i\|_1 = \sum_j |R_j| \\ \|\{R\}_i\|_2 = \left( \sum_j R_j^2 \right)^{1/2} \end{cases} \quad (6.8)$$

Sendo:

$j$  = índice que representa a componente do vetor resíduo;

$\|\{R\}_i\|_\infty$  = máxima componente em valor absoluto do vetor resíduo;

$\|\{R\}_i\|_1$  = soma absoluta dos termos das componentes do vetor resíduo;

$\|\{R\}_i\|_2$  = norma euclidiana do vetor resíduo, que é a utilizada por padrão.

As tolerâncias, os valores de referência e a forma do cálculo da norma do resíduo podem ser definidos diferentemente do padrão através do comando CNVTOL. Contudo, nas análises feitas no próximo capítulo, foi adotado o padrão do ANSYS.

O ANSYS possui uma série de formulações que buscam melhorar a convergência do método de Newton-Raphson ou fazer com que o usuário tenha algum controle sobre a convergência. Por exemplo, através do comando NROPT, o usuário possui quatro alternativas quanto a atualização da matriz de rigidez durante o processo (ANSYS, 2013<sup>a</sup>, p. 715):

- a) Newton-Raphson Completo (*Full*): a matriz de rigidez é atualizada a cada iteração. Essa opção diminui o número de iterações de equilíbrio, porém, exige uma reformulação mais completa e inversão de matrizes;
- b) Newton-Raphson Modificado (*Modified*): ao invés de ser atualizada a cada iteração de equilíbrio, a matriz de rigidez é atualizada apenas a cada subpasso de incremento de tempo/carga;
- c) Newton-Raphson Inicial (*Inicial Stiffness*): utiliza-se a matriz de rigidez inicial para todas iterações. Essa opção possui convergência mais lenta, porém, requer menos reformulações e inversões de matrizes;

- d) Newton-Raphson Completo com Matriz Assimétrica (*Full with unsymmetric matrix*): atualiza a matriz de rigidez a cada iteração, porém é utilizada uma matriz assimétrica para garantir a convergência.

O comando PRED,ON permite extrapolar o vetor de deslocamento inicial de cada incremento utilizando o incremento de deslocamentos acumulados do passo anterior e a relação entre os incrementos de tempo de ambos passos, conforme (ANSYS, 2013<sup>a</sup>, p. 717):

$$\{u\}_{n,0} = \{u\}_{n-1,NEQIT} + \beta\{\Delta u\}_n \quad (6.9)$$

$$\{\Delta u\}_n = \sum_{i=1}^{NEQIT} \{\Delta u\}_i \quad (6.10)$$

$$\beta = \frac{\Delta t_n}{\Delta t_{n-1}} \quad (6.11)$$

Sendo:

$\{u\}_{n,0}$  = vetor de incógnitas iniciais do passo n da primeira iteração de equilíbrio;

$\{u\}_{n-1,NEQIT}$  = vetor de incógnitas da última iteração de equilíbrio NEQIT do passo n-1;

$\beta$  = relação entre os incrementos de tempo do passo atual  $\Delta t_n$  e anterior  $\Delta t_{n-1}$ ;

$\{\Delta u\}_n$  = vetor de incremento de deslocamentos acumulado do passo anterior.

O ANSYS possui mais três métodos para melhorar a convergência que não serão tratados em profundidade pois não foram necessários durante as análises:

- 1) “Descida Adaptativa”: consiste em alternar entre a matriz de rigidez tangente e secante conforme o andamento do resíduo durante as iterações de equilíbrio (EGGERT et al., 1991 apud ANSYS, 2013<sup>a</sup>, p. 718);
- 2) “Pesquisa de Linha”: tenta melhorar a solução multiplicando o incremento de deslocamentos por um parâmetro determinado através da minimização da

energia do sistema (SCHWEIZERHOF & WRIGGERS, 1986 apud ANSYS, 2013<sup>a</sup>, p. 719);

- 3) “Comprimento de Arco”: utilizado para solução de equilíbrio estático não-linear de problemas instáveis como flambagem e pós-flambagem (CRISFIELD, 1981 apud ANSYS, 2013<sup>a</sup>, p. 720).

O ANSYS possui cinco opções de solução do sistema que podem ser definidas através do comando EQSLV. Porém, para análises estáticas, recomenda-se apenas dois *solvers* (ANSYS, 2013<sup>b</sup>, p. 244):

- a) SPARSE: definido como padrão e recomendado para a maioria dos casos. É aplicável a matrizes simétricas e não-simétricas de valor real ou complexo. E pode ser utilizado em análises não-lineares. Requer mais memória que os métodos iterativos por se tratar de uma solução direta, mas combina robustez e velocidade. Faz uso também do processamento em paralelo, podendo ser configurado através do comando BCSOPTION;
- b) PCG: recomendado para soluções de modelos 3-D sólidos com grande número de graus de liberdade (200.000 ou mais). É um solucionador de equações iterativo pelo método dos gradientes conjugados pré-condicionado. Requer menos espaço em disco do que o SPARSE e é mais rápido para modelos grandes. Também possui processamento paralelo;

Quando se tem problemas mal condicionados, talvez pela forma pobre dos elementos ou por uma grande diferenciação nas propriedades dos materiais em diferentes regiões do modelo, ou ainda insuficientes condições de contorno, é recomendável utilizar a opção SPARSE (ANSYS, 2013<sup>b</sup>, p. 244).

## 6.2 ELEMENTOS FINITOS UTILIZADOS

O ANSYS possui uma série de elementos finitos cuja escolha depende do tipo de problema. Cada elemento possui uma série de particularidades e possibilidades de configuração. Para os

problemas de túneis envolvendo axissimetria pode-se utilizar os elementos PLANE182 e PLANE183, conforme a Figura 6.3.

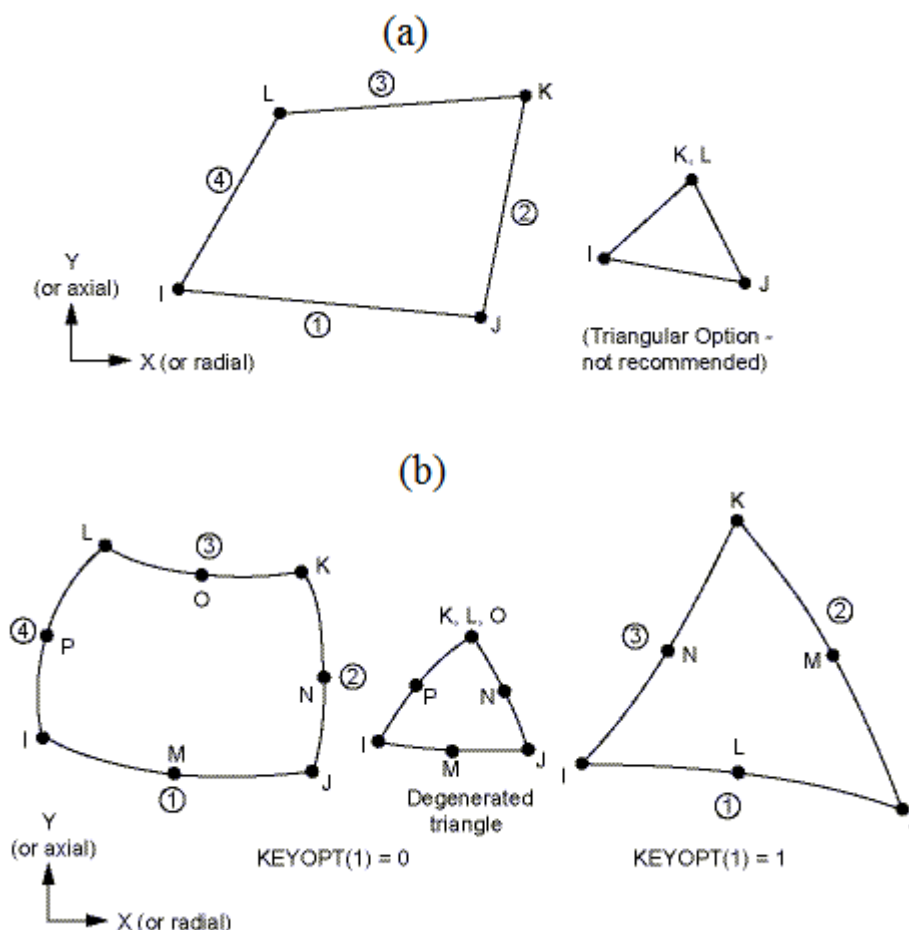


Figura 6.3 –elementos planos: (a) PLANE182; (b) PLANE183 (ANSYS, 2009, p. 1187, p. 1195)

Tanto o elemento PLANE182 quanto o PLANE183 podem ser utilizados para problemas em estado plano de deformações e axissimetria. A diferença principal é que o primeiro possui quatro nós com dois graus de liberdade por nó: translação em x e y, enquanto que o segundo possui oito nós com os mesmos graus de liberdade. Portanto, o PLANE183, possui funções de interpolação quadráticas, sendo melhor para representação de gradientes acentuados nos campos de deformações, porém, é mais custoso computacionalmente por envolver mais nós. Esses elementos podem assumir a forma quadrilátera ou triangular. A forma triangular do PLANE182 não é aconselhável por ser um elemento cujo campo de deformações no interior do elemento é constante. Esse elemento até pode ser utilizado na forma triangular, mas deve-se ter atenção especial na quantidade de elementos em regiões de acentuado gradiente de

deformações. O PLANE183 possui também a forma triangular, sendo uma delas degenerada para representar gradientes tendendo ao infinito (como em pontas de fissuras). Como os problemas em túneis em estado plano de deformações ou axissimetria não envolvem malhas com muitos elementos, a princípio tanto faz qual elemento utilizar (PLANE182 ou PLANE183), desde que haja uma boa discretização da malha. Neste trabalho foi utilizado preferencialmente o PLANE182 na sua forma quadrilátera para que fosse possível utilizar uma discretização parecida com o SOLID185 dos modelos tridimensionais, que nesse caso, faz diferença no custo computacional frente ao elemento de maior ordem SOLID186.

Portanto, para problemas de túneis 3D o ANSYS possui os elementos SOLID185 e SOLID186, conforme Figura 6.4.

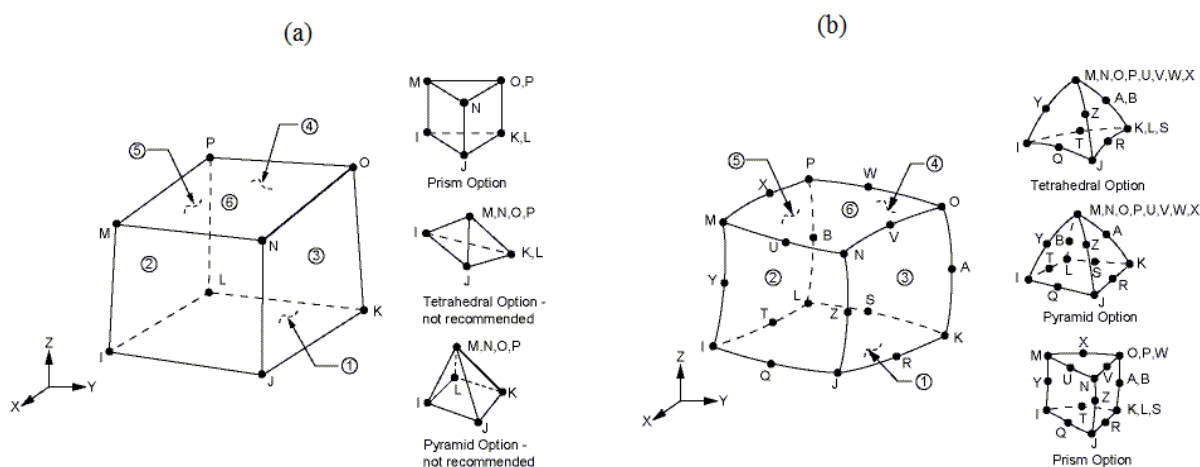


Figura 6.4 – elementos tridimensionais: (a) SOLID185; (b) SOLID186 (ANSYS, 2009, p. 1326, p. 1342)

Ambos os elementos possuem três graus de liberdade por nó: translações em  $x$ ,  $y$  e  $z$ ; sendo a principal diferença na ordem de interpolação. O SOLID185 possui oito nós enquanto que o SOLID186 possui 20 nós e, portanto, este último possui funções de interpolação quadráticas. Geralmente problemas de túneis 3D envolvem malhas com muitos elementos e, portanto, é aconselhável utilizar o SOLID185. Porém em regiões de acentuado gradiente do campo de deformações pode ser necessário utilizar o SOLID186. Além disso, esses elementos possuem as formas de hexaedro, tetraedro, prisma e pirâmide. Nesse trabalho, foi utilizado preferencialmente o SOLID185 na forma hexaédrica.

Como configuração dos elementos foi utilizado a “formulação clássica de deslocamento puro” (ANSYS, 2013<sup>a</sup>, p. 52) e a opção de “integração completa” (ANSYS, 2013<sup>d</sup>, p. 373).



### 6.3 SOBRE A CUSTOMIZAÇÃO DO MODELO DO CONCRETO

O ANSYS possui uma série de recursos programáveis (*User Programmable Features* – UPF) que permitem ao usuário customizar aspectos do modelo. Entretanto a utilização desses recursos exige conhecimento em programação e em elementos finitos. Como muitos erros podem acontecer durante a customização é importante que se faça uma validação com testes envolvendo múltiplos elementos e com diversas condições de carga. Os recursos de customização compreendem:

- a) Criar um novo elemento;
- b) Modificar e monitorar elementos existentes;
- c) Customizar o comportamento do material;
- d) Customizar elementos de contato;
- e) Customizar carregamentos.

Cada um desses recursos dispõe de uma série de sub-rotinas programadas em Fortran 77 que o usuário pode acessar, alterar, compilar e associar ao programa principal. Nesse trabalho foi utilizado, para o concreto, o recurso de customização referente ao comportamento do material (c). Dentre as várias sub-rotinas relacionadas ao comportamento do material, foi utilizada a *UserMat*. Essa sub-rotina permite que o usuário interfira na lei de comportamento do material.

Durante a solução a *UserMat* é chamada em cada ponto de integração de cada elemento. Com o incremento de deformação total (vindo do método de Newton-Raphson) a subrotina atualiza as tensões que entram no cálculo do resíduo (equilíbrio de forças externas e forças internas) durante as iterações de equilíbrio. Quando esse equilíbrio é satisfeito atualizam-se as tensões, deformações e variáveis de estado e passa-se para o próximo incremento de tempo ou carga (subpasso). As variáveis de estado são aquelas cujos valores se alteram ou são acumulados ao longo da análise. Esse processo segue até que não haja convergência ou termine o último passo de tempo ou carga. O fluxograma da Figura 6.5 mostra como é chamada essa subrotina durante a solução.

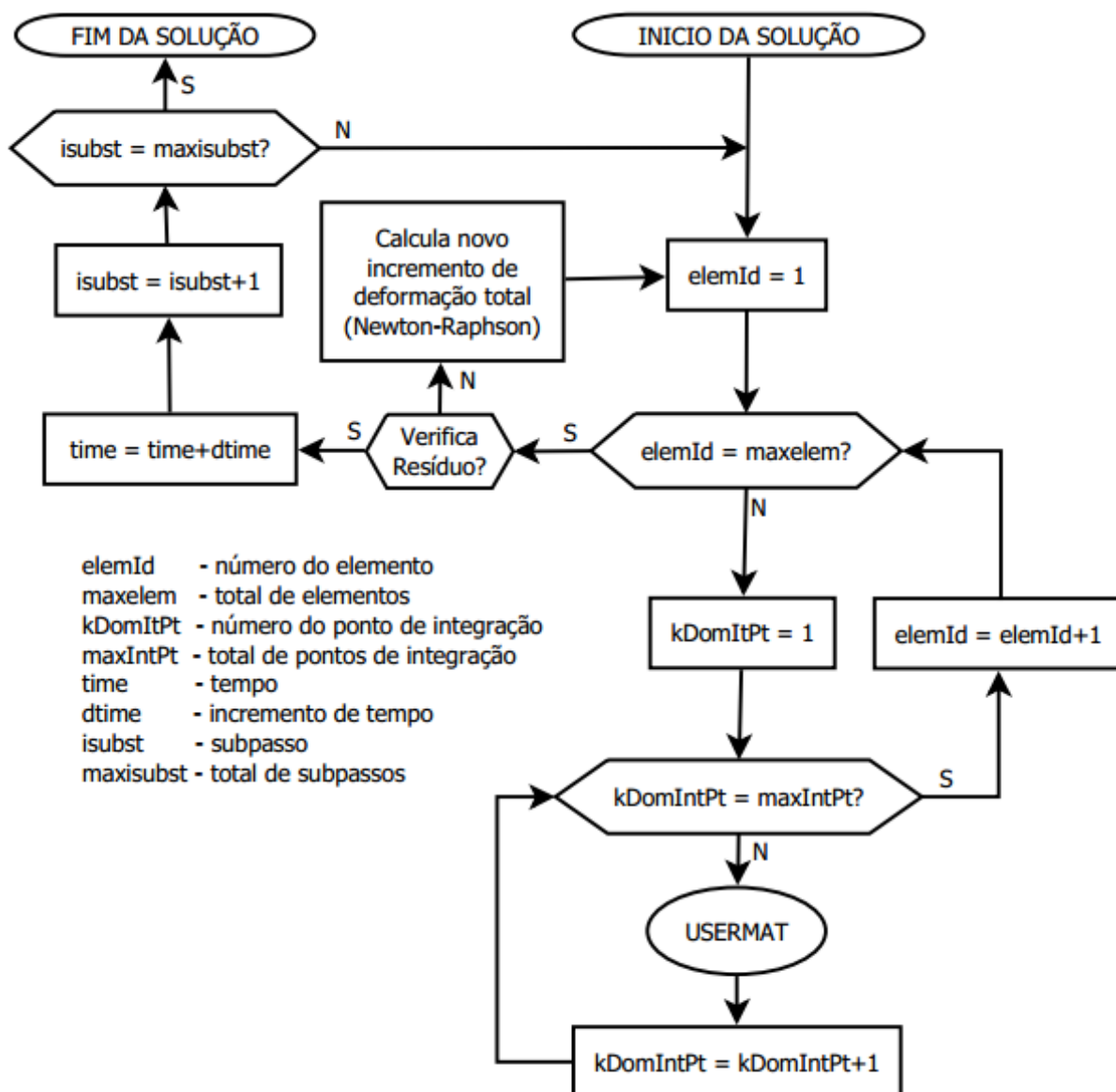


Figura 6.5 – utilização da *UserMat* dentro do processo iterativo

De forma mais específica, o programa principal passa para a *UserMat* as tensões totais, deformações totais, variáveis (definidas pelo usuário), variáveis de estado e o incremento de deformações totais (vindo do processo iterativo de Newton-Raphson) no corrente incremento de carga ou tempo. As instruções dentro da sub-rotina ficam responsáveis por atualizar as tensões e a matriz Jacobiana  $\partial\Delta\sigma_{ij}/\partial\Delta\varepsilon_{ij}$  utilizada no processo iterativo (ANSYS, 2013<sup>c</sup>, p. 179). A *UserMat*, de uma forma geral, funciona da seguinte forma:

1. calcula o incremento de deformação plástica e/ou viscosa:  $\{\Delta\varepsilon_{v/p}\}$ ;

2. atualiza o incremento de deformação elástica:  $\{\Delta\varepsilon_e\} = \{\Delta\varepsilon\} - \{\Delta\varepsilon_{v/p}\}$ , sendo  $\{\Delta\varepsilon\}$  o incremento de deformação total vindo do processo iterativo de Newton-Raphson;
3. calcula a matriz constitutiva:  $[D]$ ;
4. calcula o incremento de tensão:  $\{\Delta\sigma\} = [D]\{\Delta\varepsilon_e\}$ ;
5. atualiza a matriz Jacobiana  $\partial\Delta\sigma_{ij}/\partial\Delta\varepsilon_{ij}$ ;
6. atualiza as variáveis de estado e as tensões que o programa principal utilizará para verificar a convergência:  $\{\sigma\}_{i+1} = \{\sigma\}_i + \{\Delta\sigma\}$ ;
7. se houver convergência, atualiza as tensões, deformações e variáveis de estado e passa-se para o próximo subpasso, caso contrário, continua fazendo as iterações de equilíbrio e repetindo os passos de (1) à (6).

É importante notar que a *UserMat* ‘enxerga’ apenas tensões e deformações e o processo iterativo de Newton-Raphson trabalha com forças e deslocamentos. Essa conversão, própria do método dos elementos finitos, é feita internamente pelo programa principal.

Dependendo do número de componentes de deformação ou tensão e das dimensões envolvidas no problema (1D, 2D ou 3D) a *UserMat* escolhe entre 4 sub-rotinas internas:

- a) *Usermat 3D*: para problemas que possuem mais de 4 componentes de tensão, como problema tridimensional (6 componentes, 3 direções), estado plano de deformações e axissimétrico (ambos com 4 componentes e 2 direções).
- b) *Usermatps*: para problemas que possuem 3 componentes de tensão e 2 direções, como estado plano de tensões;
- c) *Usermatbm*: para problemas com 3 componentes de tensão e 1 direção modelados com elemento de viga;
- d) *Usermat1d*: para problemas com uma componente de tensão normal e uma direção, modelados com elemento de treliça.

As análises de túneis geralmente envolvem problemas compreendidos dentro do escopo da *Usermat3D*, sendo, portanto, essa a subrotina customizada para introduzir os modelos do material. Durante a programação, é importante tomar o cuidado para que essa subrotina mantenha seu caráter geral, podendo ser aplicada em problemas 3D, axissimétricos e estado plano de deformações.

O ANSYS disponibiliza uma *UserMat* com uma relação tensão-deformação bi-linear com critério de plasticidade de von-Mises. Cabe ao usuário entender essa sub-rotina e modificar conforme sua necessidade. É muito importante compreender todos os argumentos de entrada e saída da subrotina para criar e utilizar o menor número de variáveis possíveis no momento de programar o comportamento do material. Atenção especial deve ser dada às variáveis que servem de entrada e saída da *UserMat*, já que estas não devem ser apagadas. Já as variáveis locais, que em grande parte estão referenciadas ao comportamento plástico de von-Mises (exemplo que é disponibilizado por padrão), podem ser eliminadas sem comprometerem o funcionamento da subrotina.

O usuário é livre para criar quantas variáveis locais forem necessárias. Contudo, variáveis locais perdem seu valor quando a subrotina é encerrada durante as iterações de equilíbrio. Quando é necessário manter o valor de alguma variável entre subpassos é necessário guardar esta no *array* de variáveis de estado *ustatev*. Inclusive, pode-se utilizar direto esse *array* sem a necessidade de criar a variável. Contudo, para que a variável *ustatev* esteja dimensionada é necessário declarar seu tamanho no *script* através do comando TB,STATE durante a atribuição do material. Não é aconselhável guardar o valor das variáveis em um bloco COMMON, exceto as que mantêm os seus valores constantes ao longo da análise. Esse tipo de declaração traz problemas junto à paralelização do ANSYS pois vários processos paralelos podem acessar e sobrescrever esse espaço na memória simultaneamente. No presente trabalho, para controle do usuário, foi decidido criar um arquivo de saída *ustatev.txt* com os valores desse *array* para um determinado elemento, ponto de integração e tempo da análise. É possível também visualizar os valores desse *array* no pós-processamento através do comando PLESOL,SVAR,[posição no vetor].

Na *Usermat* também foi implementado o cálculo do fator de validação sendo a razão da tensão limite de  $40\%f_{cm}$  pela tensão principal de compressão. Para encontrar as tensões principais foi utilizado o método de Jacobi, tal como exposto em Press et al. (1997, p. 456).

O *array* de entrada *prop* contém as constantes do material que são preenchidas através do *script* durante a definição do material. Esse *array* é dimensionado através do comando TB,USER (que define a quantidade *nprop* de propriedades) e os valores das propriedades são atribuídos através do comando TB,DATA.

Outro aspecto importante da utilização da *Usermat* em viscoelasticidade do concreto é a definição dos tempos e idades do concreto durante a análise. O ANSYS possui uma variável *time*, compartilhada entre o *script* e a *Usermat* que representa o tempo corrente da análise. Para cada revestimento foi definido um instante inicial ( $t_i$ ), ou seja, em que foi ativado através do recurso de ativação/desativação dos elementos. Sendo, portanto, a idade do material dada por  $t_{mat} = time - t_i$ . Porém, os fenômenos de retração e fluência, possuem, respectivamente, o tempo de secagem ( $t_s$ ) e o tempo em que o revestimento entra em carga ( $t_0$ ). Dessa forma, o fenômeno da retração inicia quando  $time > t_i$ , ou seja, no instante em que o concreto foi iniciado, porém considerando  $t_s$  nas expressões. Já o fenômeno da fluência inicia quando  $time > t_0$ , ou seja, a partir do momento em que o revestimento entra em carga, sendo a idade da carga  $t_{mat} - t_0$ .

Os Apêndices A, B e C mostram como instalar e utilizar a *UserMat* customizada nesse trabalho com um modelo bidimensional axissimétrico de exemplo.

## 6.4 VALIDAÇÃO DO MODELO NUMÉRICO DO CONCRETO CUSTOMIZADO NO ANSYS

O teste do modelo viscoelástico do concreto deve ser bastante minucioso, uma vez que é necessário verificar se o princípio da superposição dos efeitos está sendo considerado corretamente para a fluência sem a necessidade de guardar o histórico de cargas. Como visto anteriormente, essa é a principal razão de se utilizar a formulação de Bazant & Prasannan (1989<sup>a,b</sup>). Para tanto, o teste consistiu em comparar o resultado analítico obtido pela formulação do CEB-MC90 com o resultado do modelo implementado no ANSYS. O modelo foi montado de forma a reproduzir o resultado de um ensaio uniaxial. Para tanto, no início foi utilizado apenas um elemento finito (SOLID185), de dimensões 1x1x1cm, impedido de se deslocar em três faces contíguas à origem e com pressão na face oposta perpendicular ao eixo x (Figura 6.6).

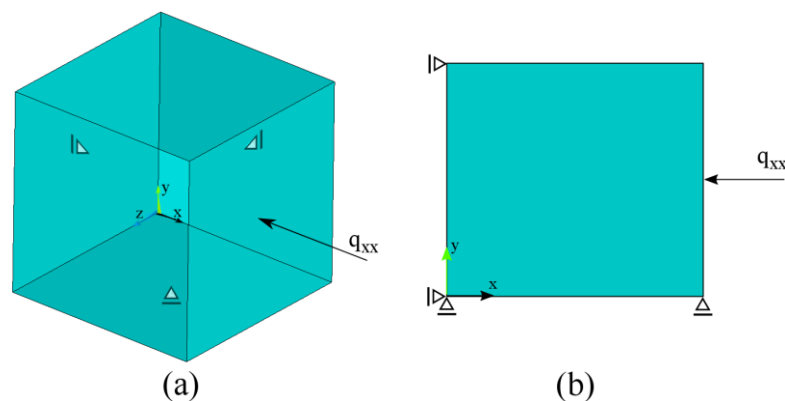


Figura 6.6 – modelo para o teste da implementação do concreto (a) 3D e (b) 2D

Os dados de entrada para o material, para os dois primeiros testes, constam na Tabela 6.1.

Tabela 6.1 – dados para o teste do concreto

PARÂMETRO	SÍMBOLO	UNIDADE	VALOR
Resistência característica à compressão	fck	MPa	40
Coefficiente que depende do tipo de cimento	s	adm	0,25
Coefficiente de Poisson	$\nu$	adm	0,2
Umidade relativa do ambiente	RH	%	70
Espessura fictícia	hf	cm	54,54
Idade do concreto no final da cura	ts	dias	7
Coefficiente que depende do tipo de cimento	$\beta_{sc}$	adm	5
Temperatura	temp	°C	20
Coefficiente que depende do tipo de cimento	$\alpha$	adm	1

No primeiro teste foi aplicada uma carga constante de 5 MPa de compressão e no segundo foi aplicado três patamares incrementados de 5 MPa de compressão aos 10, 50 e 75 dias. Os resultados constam na Figura 6.7 e Figura 6.8.

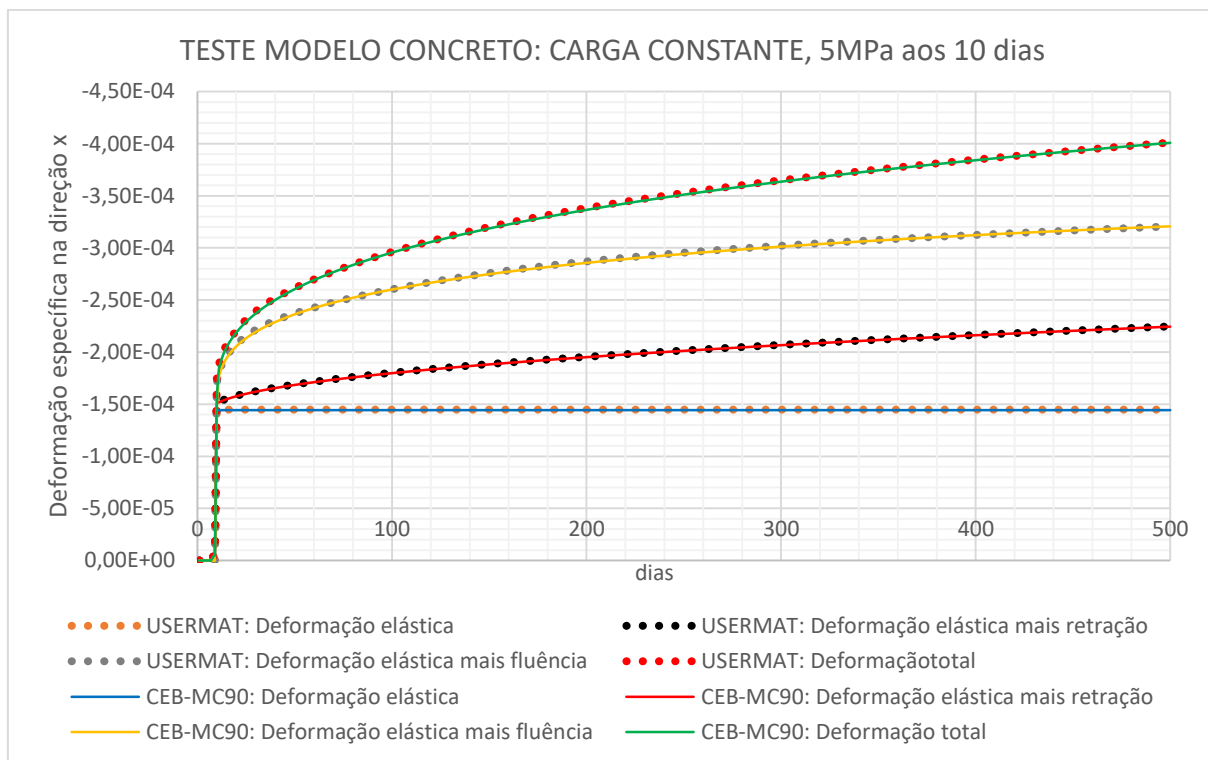


Figura 6.7 – teste modelo concreto: carga constante de 5MPa aplicado aos 10 dias

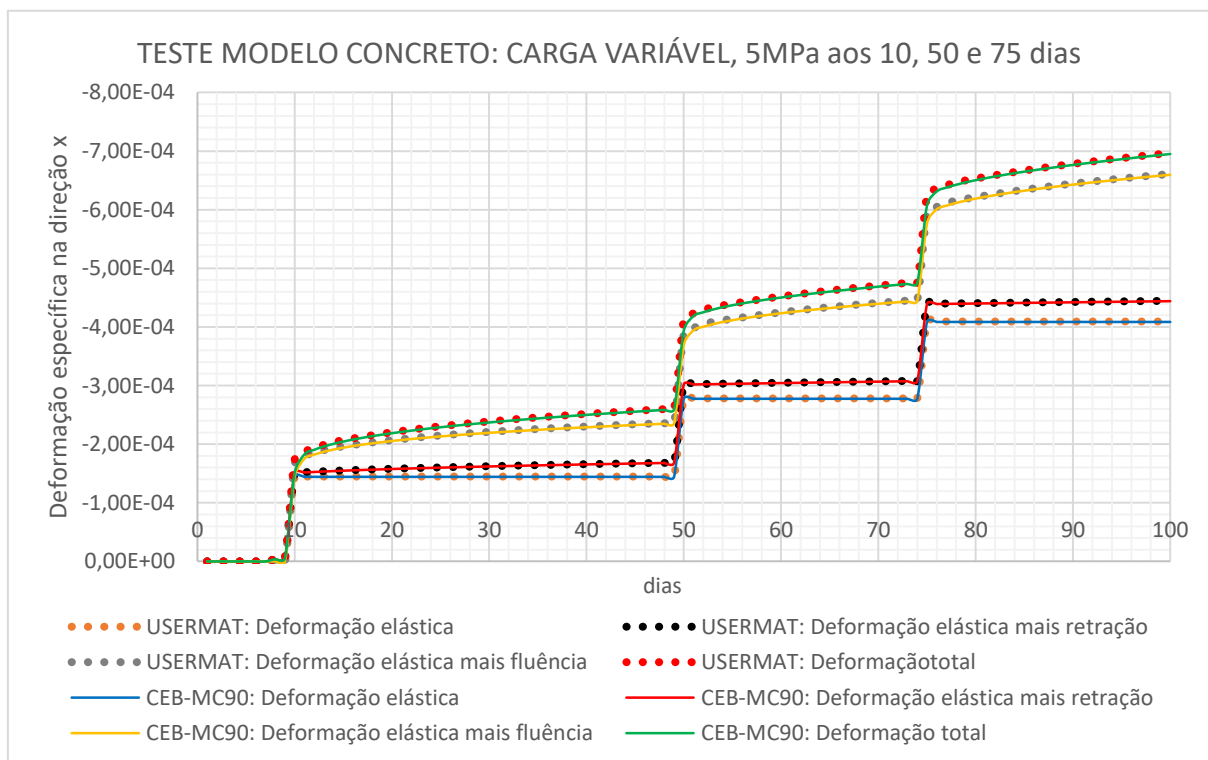


Figura 6.8 – teste modelo concreto: carga variável de 5MPa aplicado aos 10, 50 e 75 dias

Nesses dois testes pode-se ver que a formulação do CEB-MC90 conseguiu ser reproduzida pela teoria da solidificação de Bazant & Prasanna (1989<sup>a</sup>, 1989<sup>b</sup>) adaptada para o modelo CEB-MC90. Contudo, o intervalo de tempo utilizado nos testes acima foi de 1 dia. Porém, como foi visto anteriormente, o algoritmo numérico possui a simplificação de que a variação da tensão é linear durante o incremento de tempo (ver equação 5.50), o que gerará um erro para incremento de tempos crescentes. A Figura 6.9 mostra essa diferença para diversos intervalos de tempos.

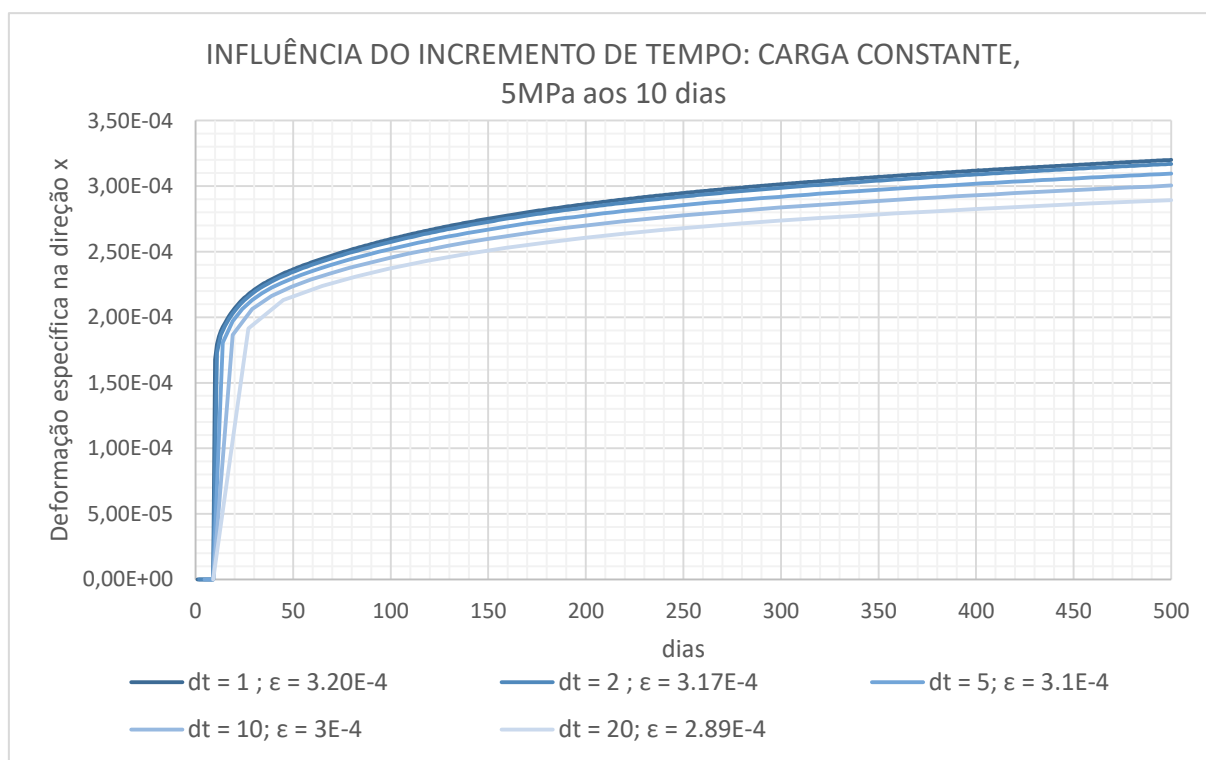


Figura 6.9 – influência do incremento de tempo: carga constante, 5MPa aos 10 dias

Pode-se ver que a diferença, aos 500 dias, não é tão significativa para intervalos de tempo de até 5 dias (cerca de 3% de diferença relativa) porém aos 20 dias já se tem uma diferença relativa de 10%. Nas análises dos modelos que possuem revestimento viscoelástico esse intervalo de tempo tem um custo computacional, uma vez que o sistema é resolvido a cada subpasso de tempo várias vezes. A Figura 6.9, mostra que pode-se utilizar até 3 dias sem incorrer em grandes erros.

Além desses testes foram feitos outros 5 testes comparando a solução analítica da formulação do CEB-MC90 com a solução numérica obtida pela customização do ANSYS e os resultados de ensaios experimentais realizados por Ross (1958). Esse autor realizou testes com corpos de provas cilíndricos de 117,5mm de diâmetro com 305mm de altura, submetidos a diferentes



histórias de tensões. Cada teste consistiu de dois corpos de prova. Sendo que no primeiro foi aplicado um determinado histórico de tensões, enquanto que no segundo nenhuma tensão foi aplicada, justamente para medir a deformação por retração e descontar do primeiro corpo de prova, obtendo assim, a deformação por fluência. As propriedades do concreto utilizado constam na Tabela 6.2.

Tabela 6.2 – dados para o teste do material de acordo com Ross (1958)

PARÂMETRO	SIMBOLO	UNIDADE	VALOR
Resistência característica à compressão	fck	MPa	38
Coefficiente que depende do tipo de cimento	s	adm	0,2
Coefficiente de Poisson	v	adm	0,15
Umidade relativa do ambiente	RH	%	93
Espessura fictícia	hf	cm	3,93939
Idade do concreto no final da cura	ts	dias	7
Coefficiente que depende do tipo de cimento	$\beta_{sc}$	adm	8
Temperatura	temp	°C	17
Coefficiente que depende do tipo de cimento	$\alpha$	adm	1

E o histórico das tensões acumuladas no tempo para os cinco testes encontram-se na Tabela 6.3.

Tabela 6.3 – histórico de tensões nos testes Ross (1958)

TESTES	t0	t1	t2	t3	t4	t5	tf
TESTE 1	Idade (dias)	14	60	-	-	-	140
	$\sigma$ (MPa)	15,03	0	-	-	-	0
TESTE 2	Idade (dias)	28	60	91	120	154	190
	$\sigma$ (MPa)	15,03	11,27	7,51	3,76	0	0
TESTE 3	Idade (dias)	8	14	28	63	90	180
	$\sigma$ (MPa)	13,79	11,103	8,27	5,51	2,75	0
TESTE 4	Idade (dias)	8	16	28	63	90	180
	$\sigma$ (MPa)	2,75	5,51	8,27	11,03	13,79	0
TESTE 5	Idade (dias)	8	14	28	63	90	180
	$\sigma$ (MPa)	13,79	8,27	2,75	8,27	13,79	0

Os resultados podem ser vistos na Figura 6.10, Figura 6.11, Figura 6.12, Figura 6.13 e Figura 6.14.

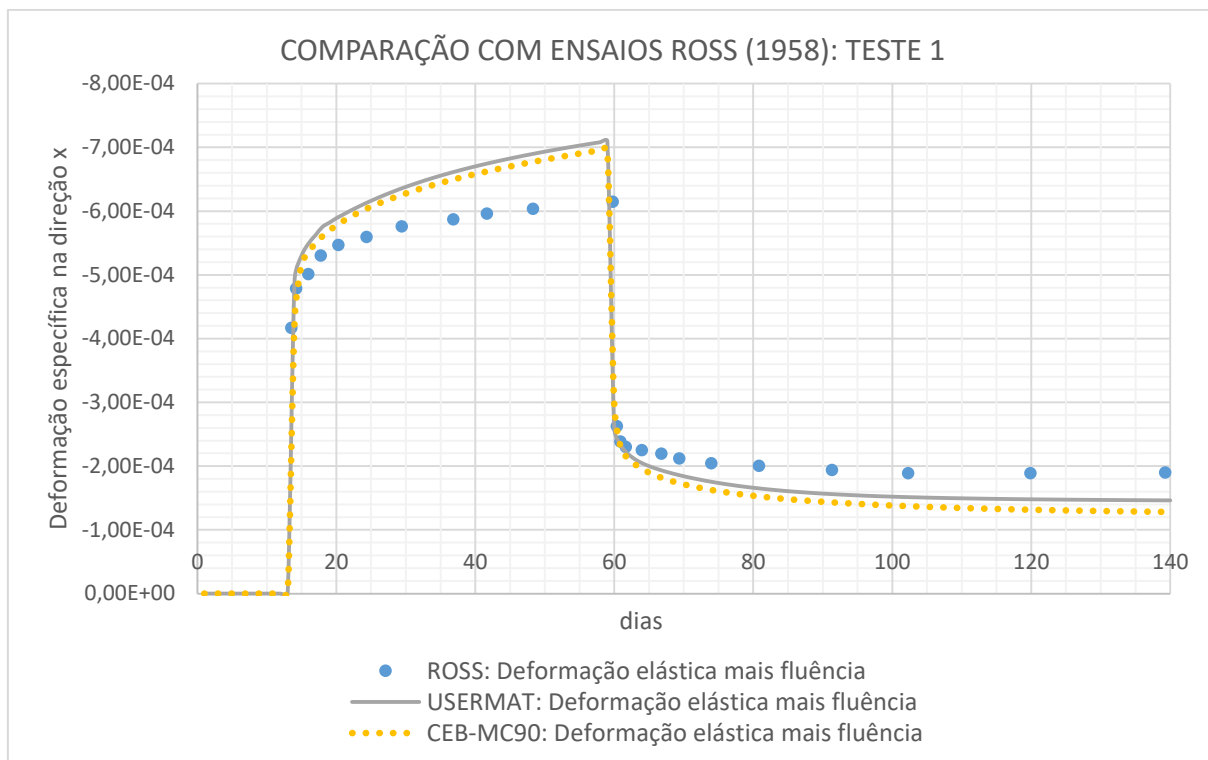


Figura 6.10 – comparação com ensaios Ross (1958): Teste 1

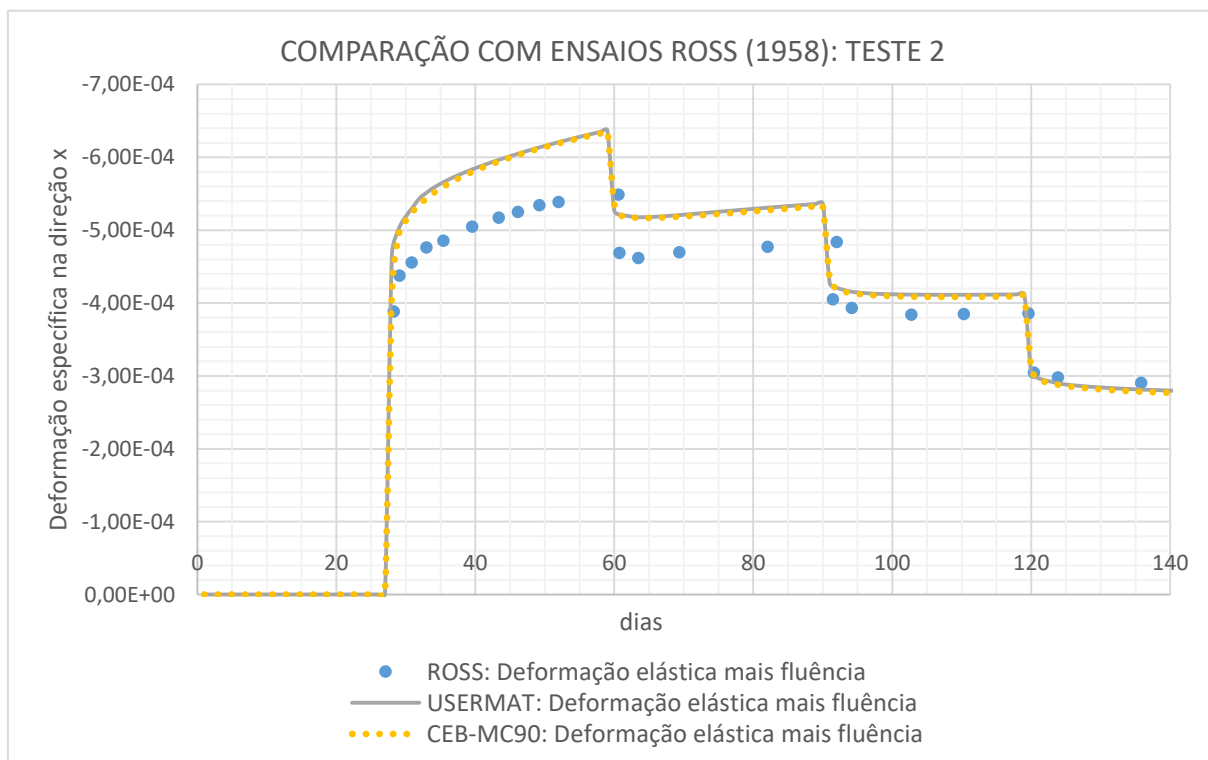


Figura 6.11 – comparação com ensaios Ross (1958): Teste 2

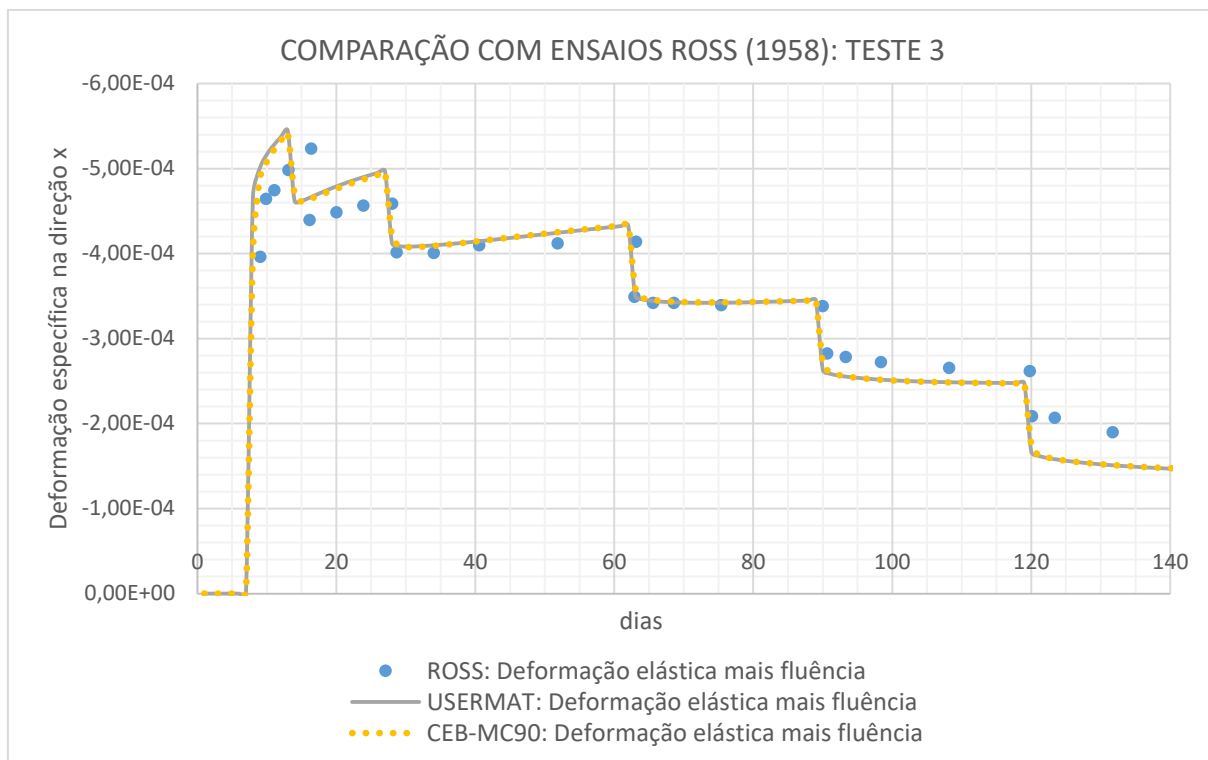


Figura 6.12 – comparação com ensaios Ross (1958): Teste 3

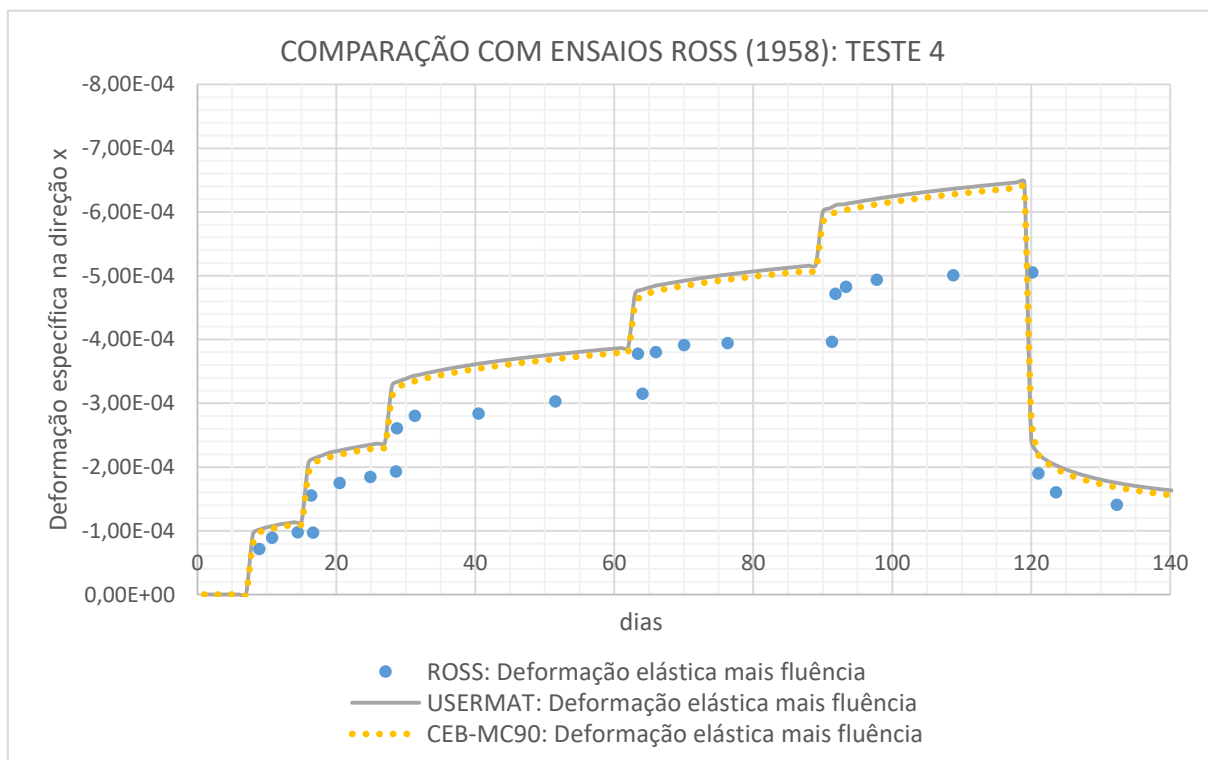


Figura 6.13 – comparação com ensaios Ross (1958): Teste 4

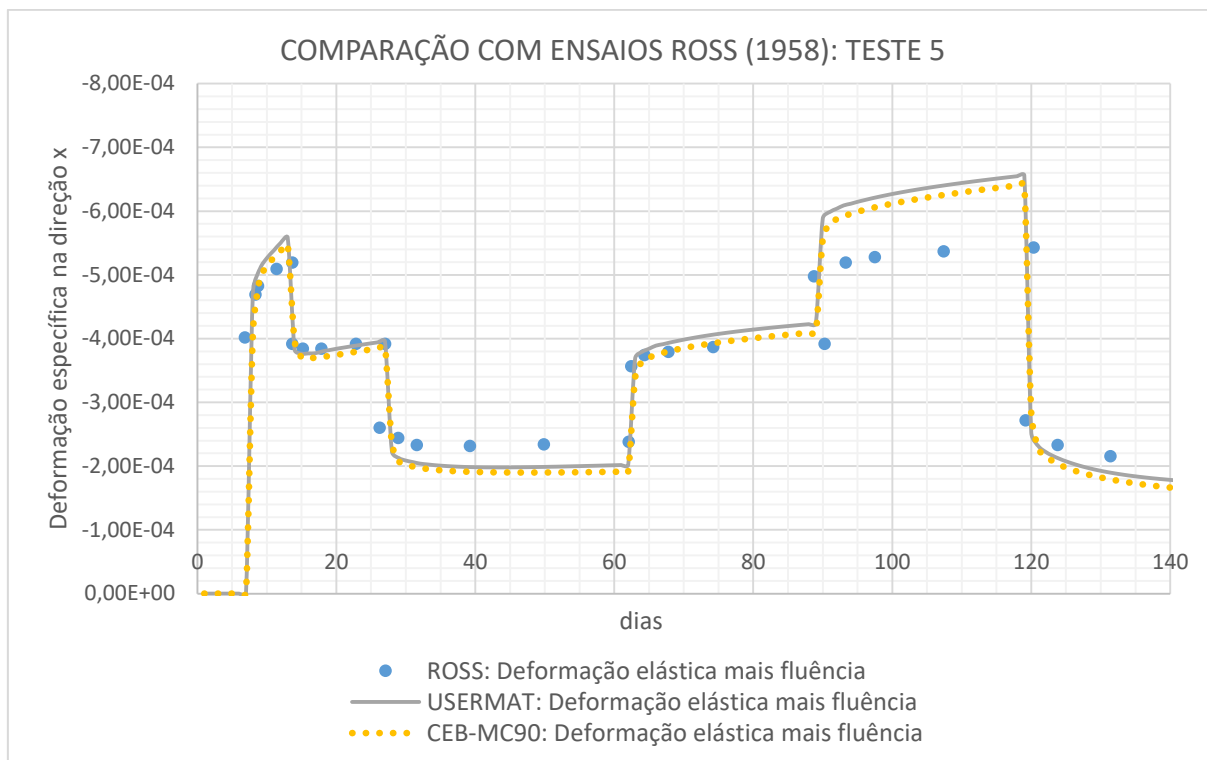


Figura 6.14 – comparação com ensaios Ross (1958): Teste 5

Nessa comparação, pode-se ver que o resultado da customização do ANSYS está de acordo com a formulação do CEB-MC90 e reproduzindo a superposição dos efeitos. Contudo, há uma diferença entre o experimental e a formulação do CEB-MC90. Contudo, a razão entre o modelo do CEB-MC90 e o experimental está dentro do coeficiente de variação (36,2%) esperado para esse modelo, conforme Fanourakis & Ballim (2003, p. 6). Essas diferenças ocorrem e são inerentes ao modelo adotado. Apesar disso, é possível adaptar outras formulações, mas, como visto anteriormente, é necessário que haja a separação entre os fatores que dependem da idade do carregamento daqueles que dependem da idade do concreto.

Esses testes foram repetidos também considerando os outros elementos (PLANE182, PLANE183 e SOLID186) e com mais de um elemento, demonstrando os mesmos resultados. Esses testes são importantes para verificar se a programação da *UserMat* está funcionando independente do elemento e da malha empregada.

## 7 – ANÁLISES NUMÉRICAS DE TÚNEIS

### 7.1 MALHA E CONDIÇÕES DE CONTORNO DOS MODELOS DOS TÚNEIS

Como o método dos elementos finitos é uma forma de aproximar o campo de deformações através da discretização do domínio é importante que o refinamento da malha garanta uma aproximação tolerável. Contudo, refinar a malha gera um custo computacional que se traduz em tempo durante a análise. Neste trabalho utilizou-se como ponto de partida a malha de elementos finitos implementada no GEOMECH91 para modelo axissimétrico e o refinamento dessa malha foi extrapolada para os modelos tridimensionais. Foi utilizada uma discretização suficientemente boa para reproduzir as soluções analíticas em elasticidade e plasticidade, conforme será visto adiante. Apesar do GEOMECH91 utilizar elementos quadráticos, foi visto que a discretização funcionou perfeitamente com os elementos lineares do ANSYS. Dessa forma, no modelo axissimétrico do ANSYS tem-se a malha, as dimensões e as condições de contorno conforme apresentados na Figura 7.1.

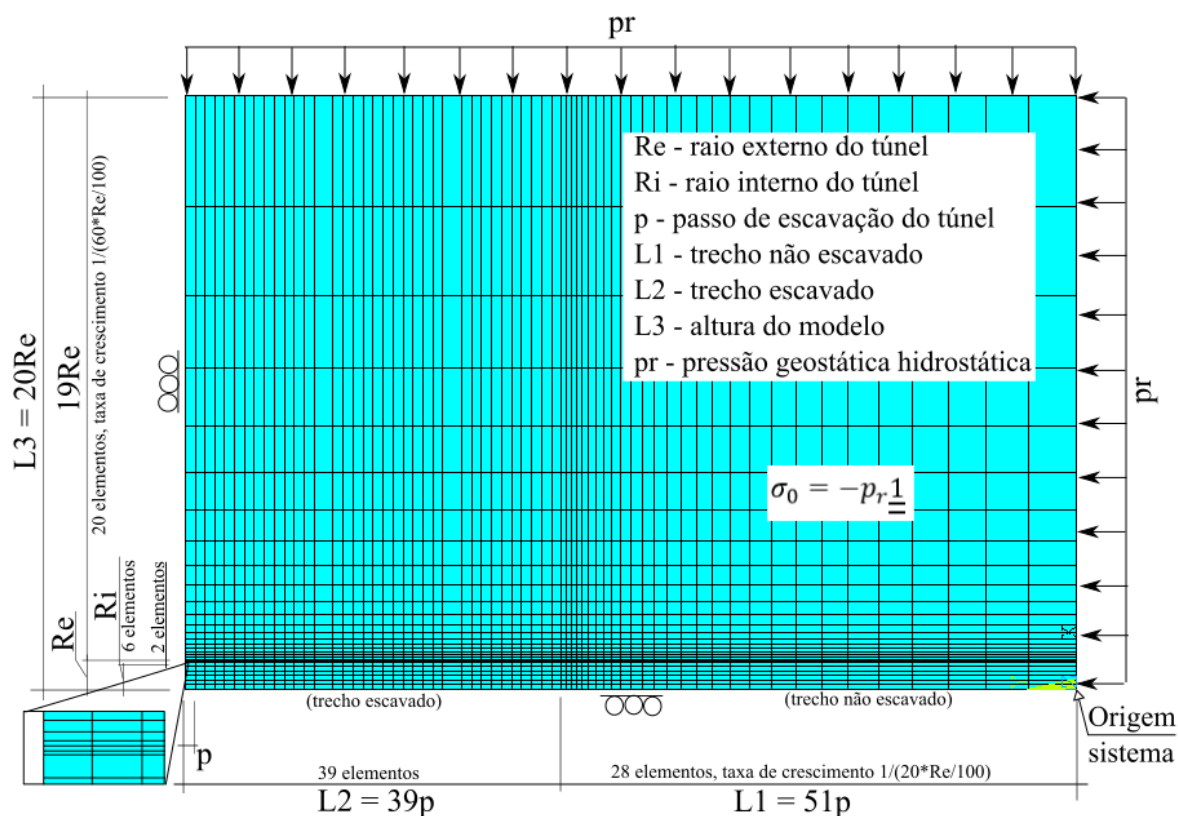


Figura 7.1 – malha, dimensões e condições de contorno do modelo axissimétrico

Pode-se notar pela Figura 7.1 que há uma elevada distorção de aspecto nos elementos que estão próximo a borda superior do modelo. Mesmo se tratando de elementos lineares, essa razão de aspecto não afeta os resultados de interesse, pois nessa região o gradiente de deformações/tensões é extremamente baixo. Contudo, é importante, na região próxima ao trecho escavado, ter um maior refinamento da malha.

A condição de tensões iniciais  $\sigma_0 = -p_r \underline{1}$  é aplicada em todos os elementos da malha, exceto os elementos correspondentes ao revestimento. Essa condição é importante para simular um maciço não perturbado, ou seja, que tenha um campo de deformações nulo antes do início das escavações.

A dimensão do trecho escavado (39 passos) é a mesma utilizada no GEOMECH91 e garante que se desenvolva, pelo menos na grande maioria dos casos, a convergência no equilíbrio sem ser afetada pelos efeitos de bordas (face de escavação e face de início de escavação). Pode-se notar também que há um refinamento maior na região próxima à última face de escavação e junto a borda superior do túnel, justamente devido ao gradiente de deformações ser mais acentuado nessas regiões.

Há uma sutileza na utilização do ANSYS em relação a malha na região do revestimento. No recurso de ativação e desativação dos elementos, o programa não permite trocar o modelo do material, por exemplo, de viscoplástico (maciço) para viscoelástico (concreto), isso pois o processo de ativação e desativação do ANSYS apenas multiplica o módulo de elasticidade do elemento por um fator pequeno, por padrão, 1E-6 (possível de alterar através do comando ESTIF). Portanto, foi necessário fazer uma malha replicada nessa região, uma para o maciço e outra para o revestimento, sendo que, antes de iniciar as escavações, os elementos do revestimento estão todos desativados e ao longo das escavações os elementos do maciço são desativados na medida em que os elementos do revestimento são ativados. É importante que os elementos nessa região duplicada compartilhem os mesmos nós para que a rigidez do elemento seja acrescentada corretamente à matriz de rigidez. O único inconveniente dessa abordagem é que no pós-processamento dos modelos 3D, durante a visualização da solução, o ANSYS não consegue plotar o campo de soluções nessa região de elementos duplicados.

Para os modelos tridimensionais, devido a quantidade de graus de liberdade, é muito importante utilizar a simetria para reduzir o custo computacional. Além disso, as mesmas observações do modelo axissimétrico quanto a distorção de aspecto, condições de tensões iniciais e duplicação

de elementos no revestimento são válidas para os modelos tridimensionais. A Figura 7.2 mostra a malha, as dimensões e as condições de contorno para o modelo tridimensional com apenas um quarto do túnel longitudinal.

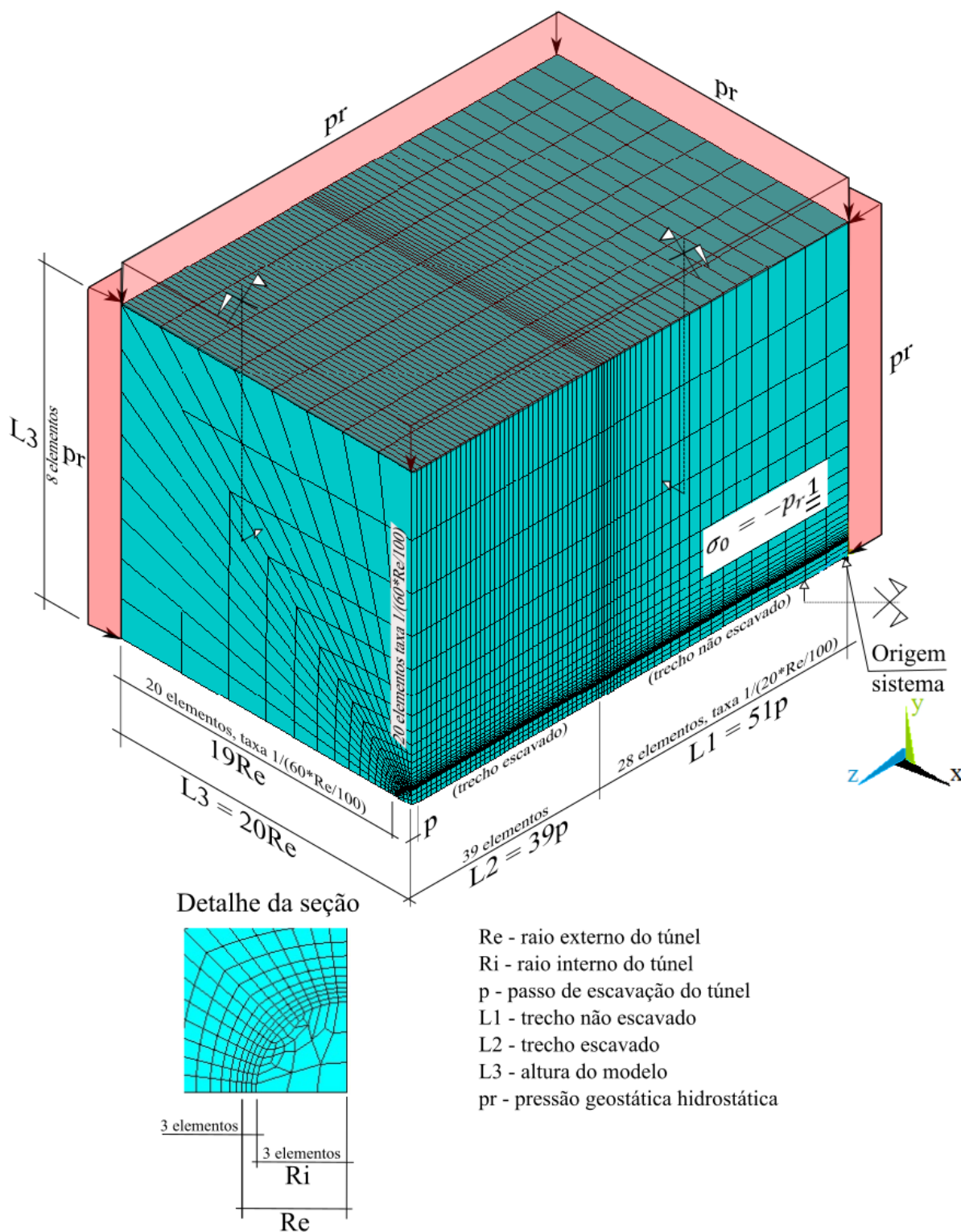


Figura 7.2 - malha, dimensões e condições de contorno do modelo 3D





Para o modelo tridimensional dos túneis gêmeos com galerias transversais tem-se a mesma malha, porém com a região da galeria discretizada. A Figura 7.4 mostra a malha, as dimensões e as condições de contorno para esse modelo.

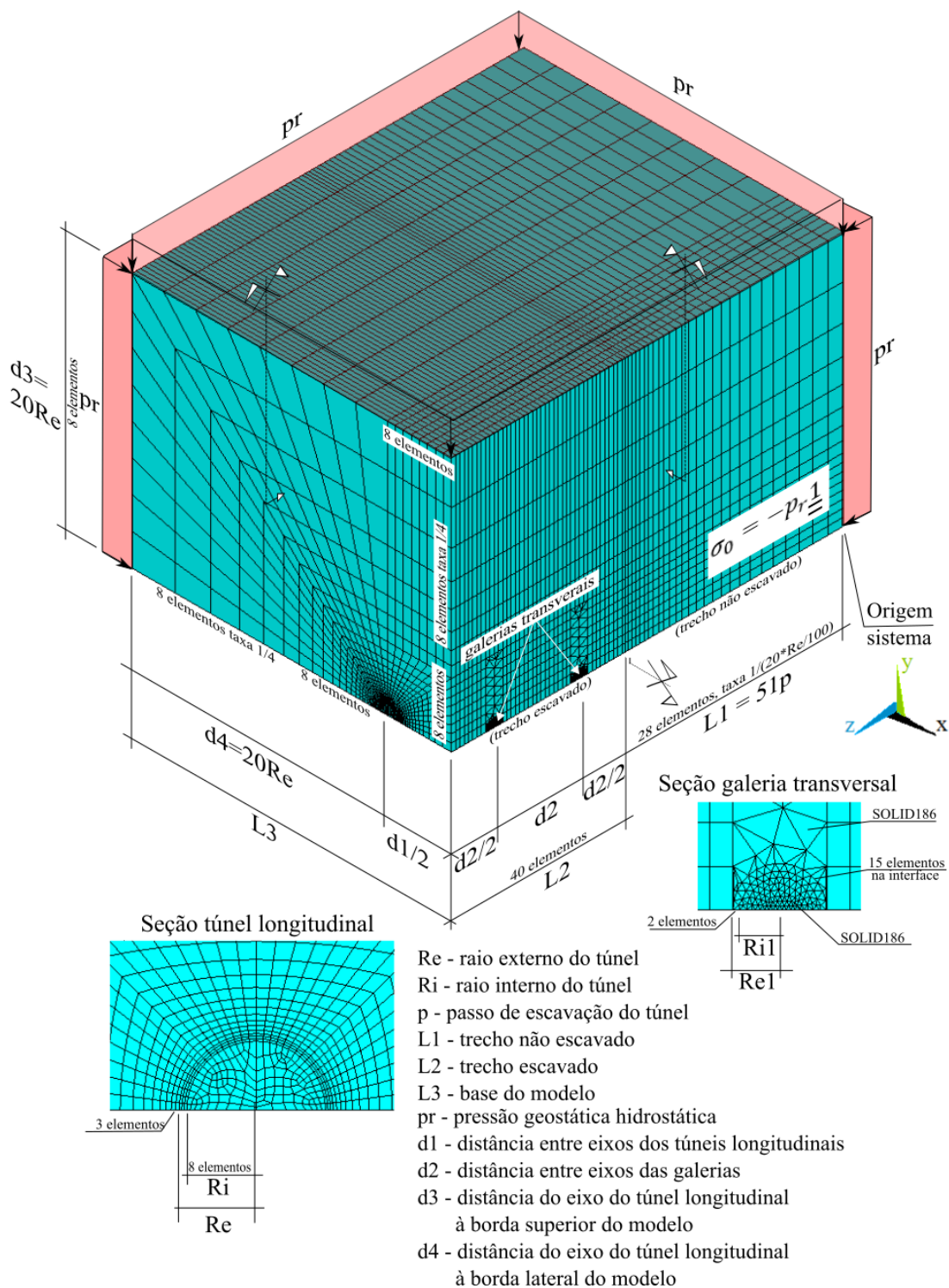


Figura 7.4 - malha, dimensões e condições de contorno do modelo 3D para os túneis gêmeos com galerias transversais

A malha dos túneis gêmeos com galerias transversais é a mais custosa dos quatro modelos e, portanto, como será visto adiante, não foram utilizados revestimentos nesse modelo. Contudo, a Figura 7.5 ilustra como deve ser compatibilizada a malha do revestimento no encontro entre a galeria e o túnel longitudinal. Além disso, por se tratar de elementos tetraédricos, é aconselhável utilizar o SOLID186 nessa região.

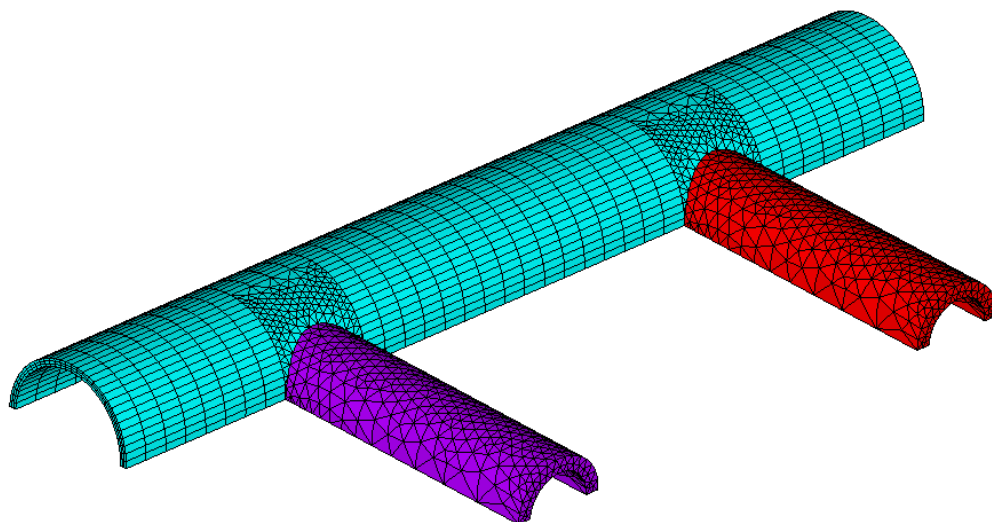


Figura 7.5 – detalhe do encontro do revestimento da galeria transversal com o túnel longitudinal

O custo computacional desses modelos envolve uma série de fatores, mas um dos mais simples é o tamanho do sistema de equações a ser resolvido. Esse tamanho é dado pelo produto da quantidade de elementos, número de nós por elemento e número de graus de liberdade por nó. A Tabela 7.1 resume esse custo computacional, para todos os modelos (axissimétrico, 3D, 3D DUPLO, 3D DUPLO COM GALERIA) considerando os dois tipos de elementos finitos.

Tabela 7.1 – tamanho do sistema a ser resolvido

MODELO	No. ELEMENTOS	ELEMENTO	NÓS	GDL/NÓ	TAMANHO DO SISTEMA $nxn$
AXISSIMÉTRICO	1848	PLANE182	4	2	14784
		PLANE183	8	2	29568
3D	25212	SOLID185	8	3	605088
		SOLID186	20	3	1512720
3D GÊMEOS	65684	SOLID185	8	3	1576416
		SOLID186	20	3	3941040
3D GÊMEOS C/ GALERIAS	84053	SOLID185	8	3	2017272
		SOLID186	20	3	5043180

Atualmente os algoritmos de soluções resolvem rapidamente sistemas com poucos milhões de graus de liberdade. O que torna o cálculo demasiadamente demorado é que em um problema não-linear, tal como na iteração entre o maciço e o suporte com efeito de longo prazo, esse sistema deve ser resolvido várias vezes (nas iterações de equilíbrio) para cada incremento de tempo (subpasso). Além disso, o resultado deve ser gravado e acessado também uma certa quantidade de vezes, o que também prejudica a eficiência e consome a memória física.

## 7.2 VALIDAÇÃO DO MODELO EM ELASTICIDADE

A validação em elasticidade é muito importante. Se em elasticidade o modelo não tiver uma boa precisão, não terá também nas outras leis de comportamento dos materiais. Para verificação em elasticidade foram adotados os parâmetros constantes na Tabela 7.2. Além disso, para as análises em axissimetria foi utilizado o elemento PLANE182, enquanto que no modelo 3D foi utilizado o SOLID185.

Tabela 7.2 – parâmetros para validação em elasticidade

PARÂMETROS	SÍMBOLO	UNIDADE	VALORES			
TÚNEL						
Raio externo da seção	Re	cm	100	-	-	-
Raio interno da seção	Ri	cm	90	-	-	-
Dimensão não suportada	d0	adm	0.00	4/3Re	-	-
Passo de escavação	p	adm	1/3Re	-	-	-
Pressão geostática hidrostática	pr	MPa	5	-	-	-
MACIÇO						
Módulo de elasticidade	Es	MPa	1000	2000	5000	10000
Coefficiente de Poisson	vs	adm	0,498	-	-	-
REVESTIMENTO						
Módulo de elasticidade	Er	MPa	30000	3000	300	-
Coefficiente de Poisson	vr	adm	0,3	-	-	-

A Figura 7.6 mostra a excelente concordância no perfil de convergências em elasticidade sem revestimento entre os resultados do GEOMECC91, ANSYS e a solução analítica (apenas para  $U_{eq}$ ) dada pela Equação (3.4). Nas Figuras 7.7 à 7.12, encontram-se o restante das comparações entre o GEOMECC91 e o ANSYS considerando o revestimento elástico

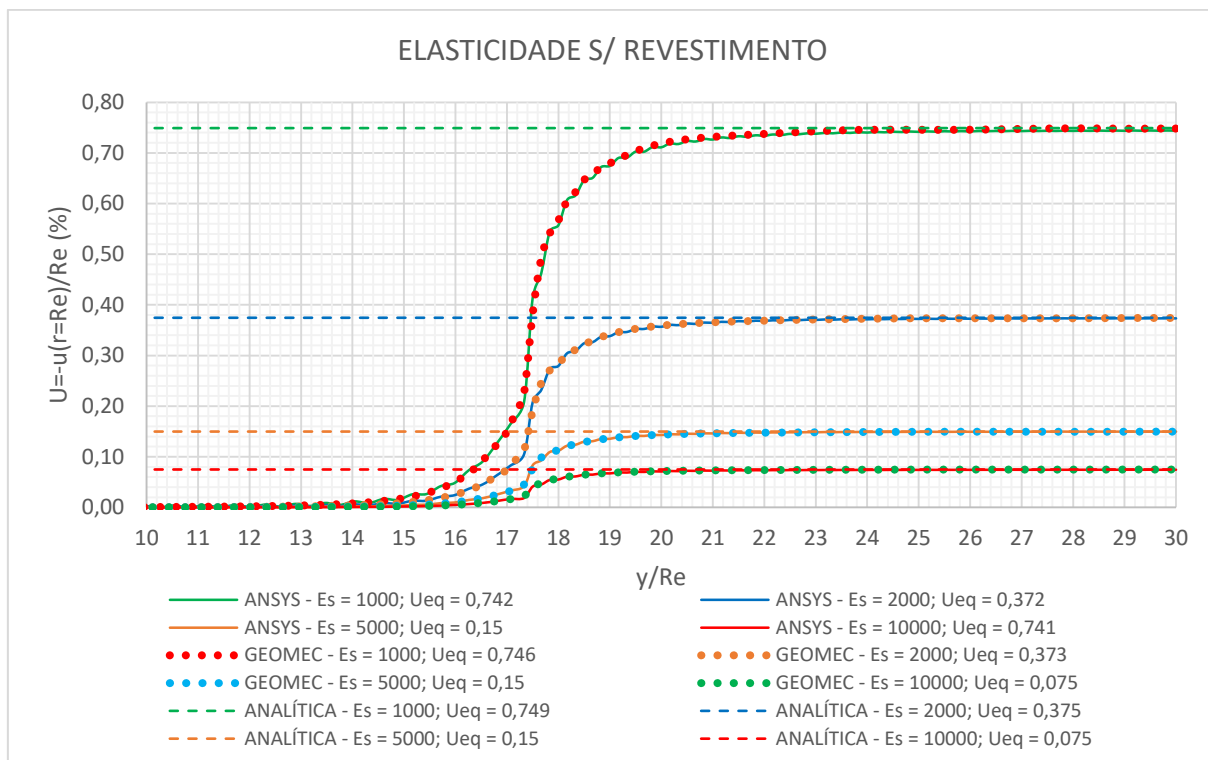


Figura 7.6 – comparação GEOMECC91, ANSYS e solução analítica: elasticidade sem revestimento

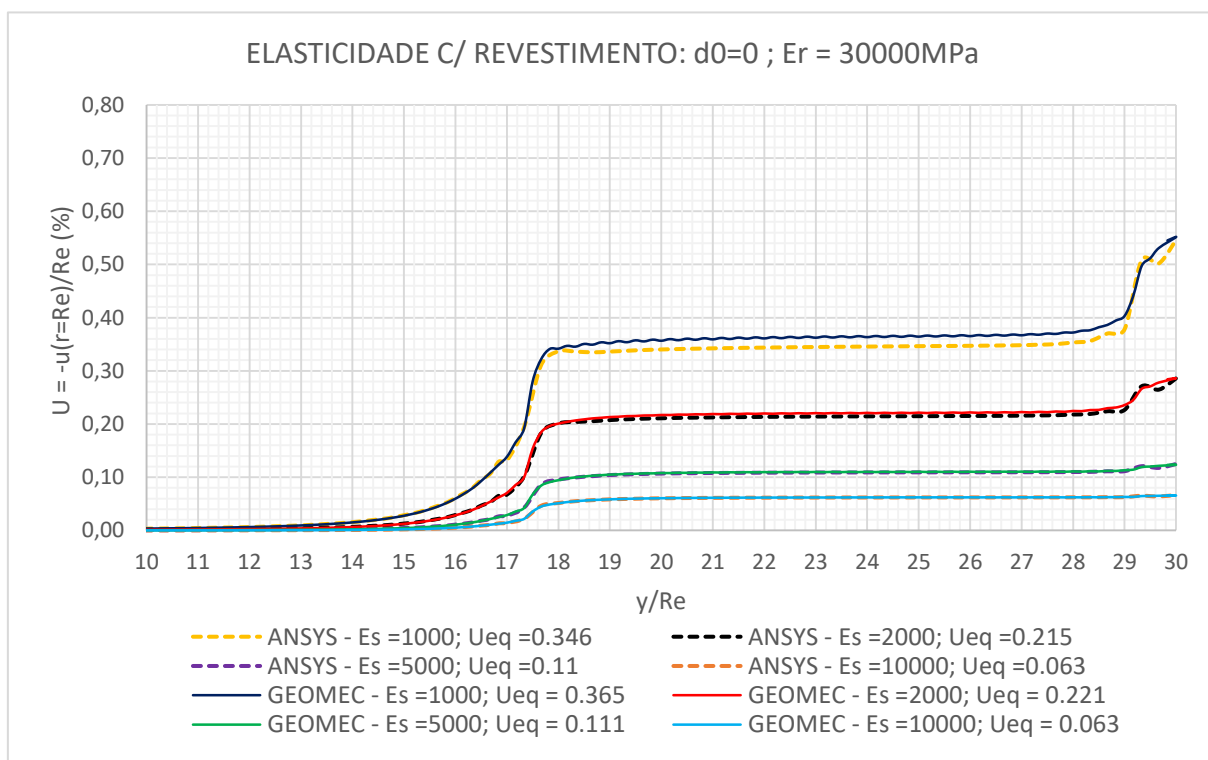


Figura 7.7 – comparação GEOMECC91 e ANSYS: elasticidade com revestimento,  $d_0 = 0$ ;  $E_r=30000\text{MPa}$

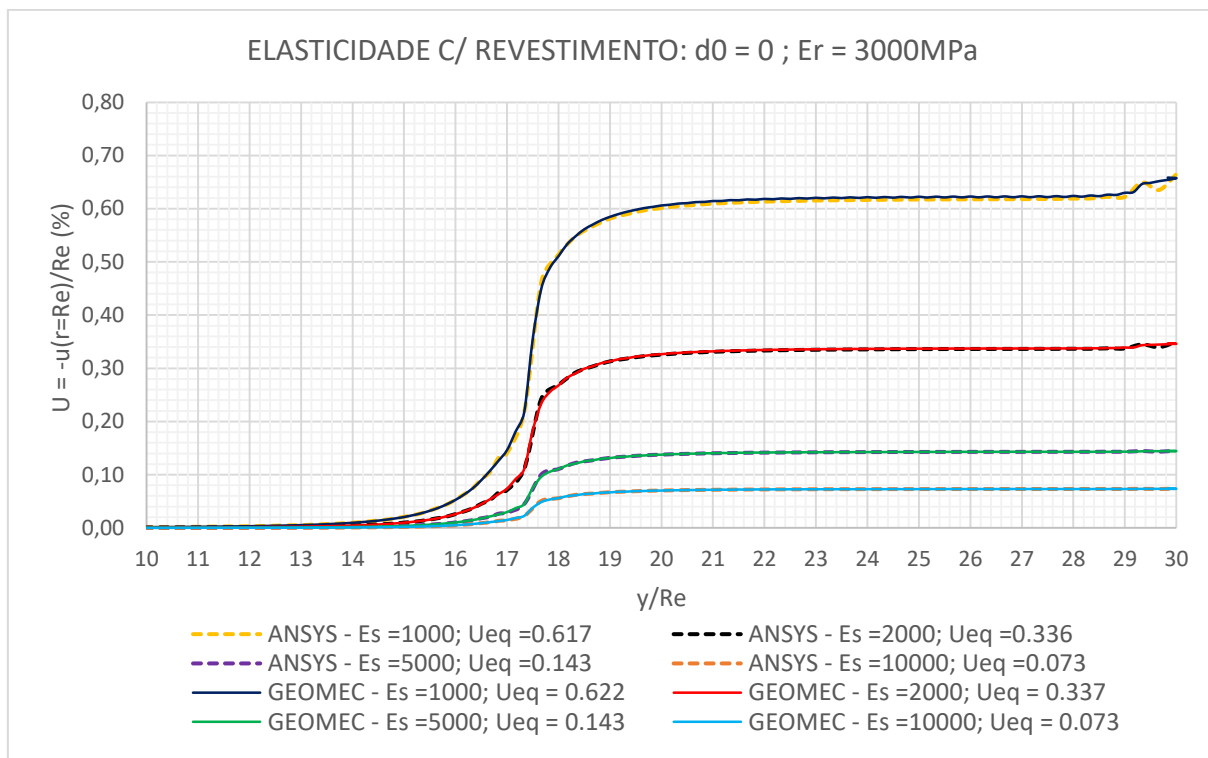


Figura 7.8 – comparação GEOMECC91 e ANSYS: elasticidade com revestimento,  $d_0 = 0$ ;  $E_r = 3000\text{MPa}$

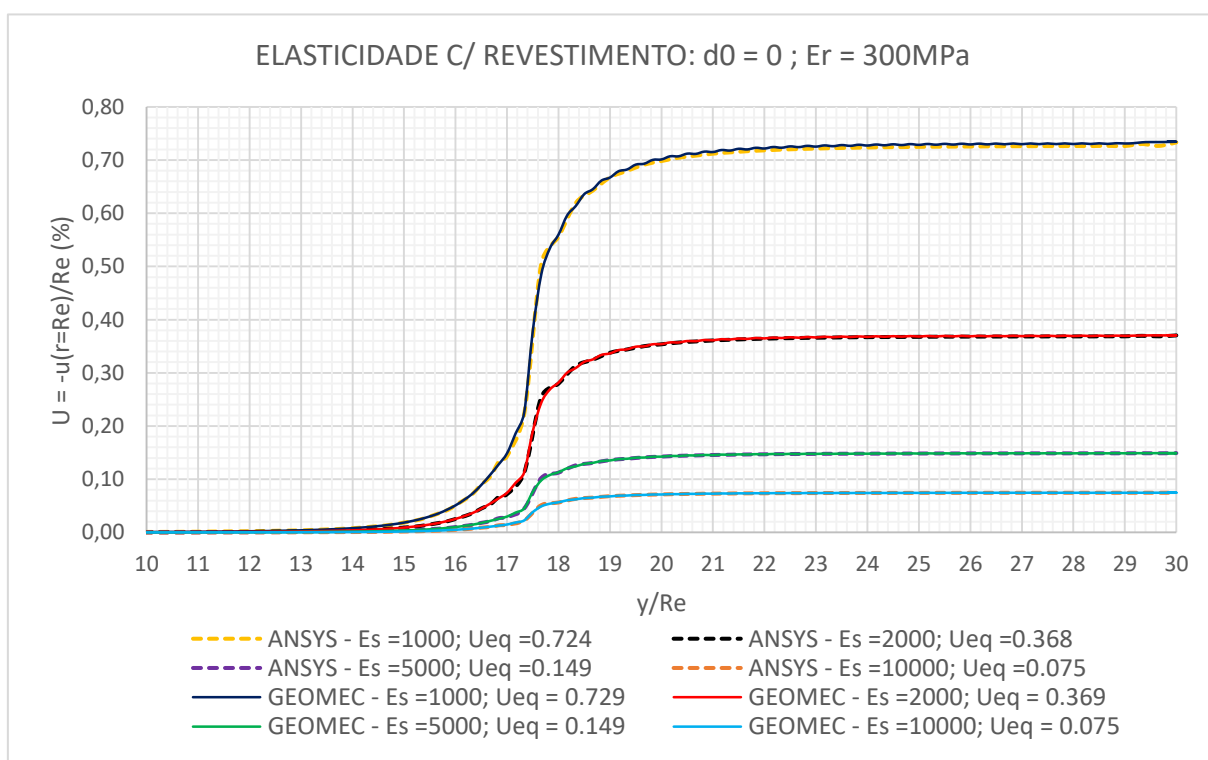


Figura 7.9 – comparação GEOMECC91 e ANSYS: elasticidade com revestimento,  $d_0 = 0$ ;  $E_r = 300\text{MPa}$

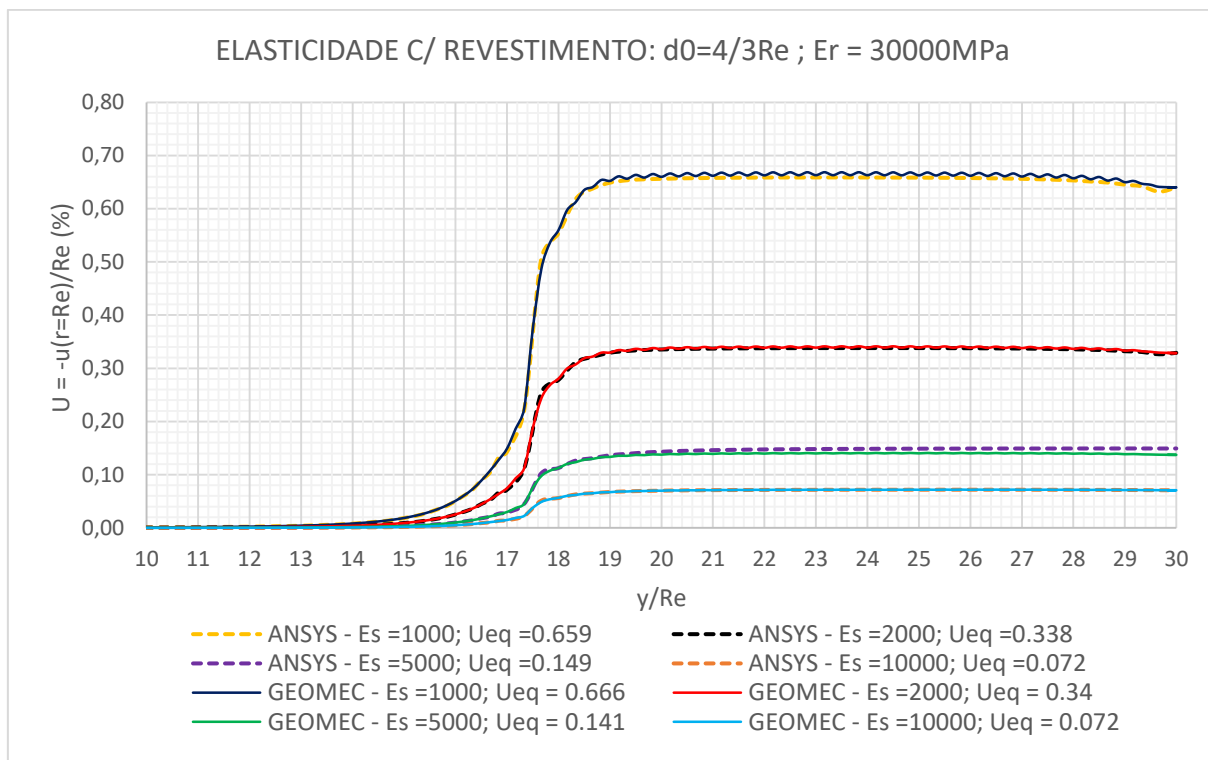


Figura 7.10 – comparação GEOMECC91 e ANSYS: elasticidade com revestimento,  $d_0 = 4/3Re$ ;  $E_r=30000\text{MPa}$

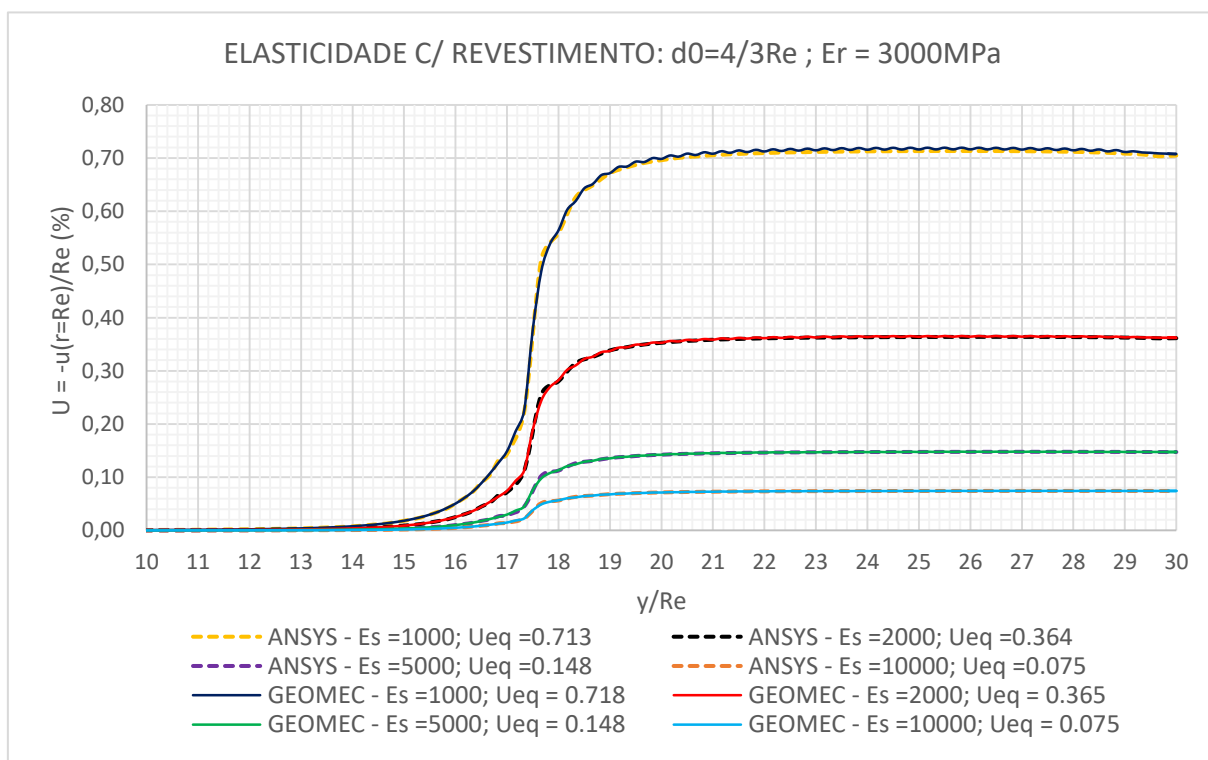


Figura 7.11 – comparação GEOMECC91 e ANSYS: elasticidade com revestimento,  $d_0 = 4/3Re$ ;  $E_r=3000\text{MPa}$

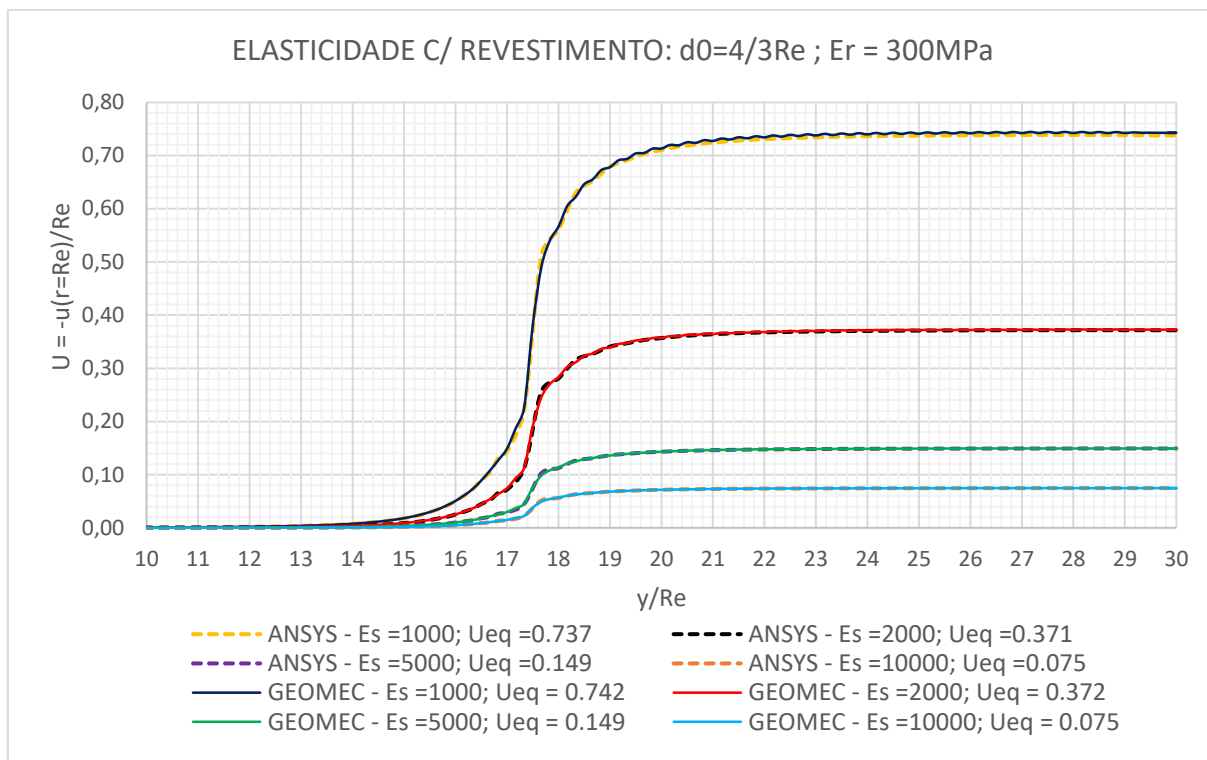


Figura 7.12 – comparação GEOMECC91 e ANSYS: elasticidade com revestimento,  $d_0 = 4/3Re$ ;  $E_r=300\text{MPa}$

Em resumo, os resultados em elasticidade de ambos os programas apresentam uma excelente concordância. Pode-se ver uma pequena diferença: o serrilhado do perfil. Essa diferença no serrilhado deve-se ao fato de que o elemento finito utilizado no ANSYS é de menor ordem do que o do GEOMECC91 e não conseguiu reproduzir o serrilhado por não ter um nó intermediário. Porém, como a convergência no equilíbrio trata-se de uma média, pouca diferença isso faz nos resultados finais.

Foram feitos apenas alguns desses cálculos no modelo 3D e os resultados ficaram bastante próximos do modelo axissimétrico do ANSYS com uma diferença no máximo de 1%. Essa diferença deve-se principalmente a discretização da malha e ao elemento finito empregado no modelo 3D. Porém, como se trata de uma diferença pequena e constante, foi mantida a mesma discretização. No mais, o modelo 3D apresentou as mesmas diferenças na face de escavação e no serrilhado em relação ao GEOMECC91.

Ademais, cabe salientar que apesar do raio externo do túnel ser pequeno, apenas 100cm, é possível utilizar as expressões adimensionais do capítulo 4.3 para generalizar esses resultados e os próximos. Optou-se por não se utilizar a adimensionalização para que a utilização do *script* no apêndice C ficasse mais intuitiva para o leitor.

### 7.3 VALIDAÇÃO DO MODELO EM PLASTICIDADE

A validação do modelo em plasticidade é importante para verificar a consistência do modelo do ANSYS e do GEOMECC91 com o critério de plasticidade. Se em plasticidade os modelos não tiverem boa concordância, não terão também no modelo viscoplástico. Para verificação em plasticidade foram adotados os parâmetros constantes na Tabela 7.3. Além disso, para as análises em axissimetria foi utilizado o elemento PLANE182, enquanto que em 3D foi utilizado o SOLID185.

Tabela 7.3 – parâmetros para validação em plasticidade

PARÂMETROS	SÍMBOLO	UNIDADE	VALORES			
TÚNEL						
Raio externo da seção	Re	cm	100	-	-	-
Raio interno da seção	Ri	cm	90	-	-	-
Dimensão não suportada	d0	adm	0,00	2/3Re	4/3Re	-
Passo de escavação	p	adm	1/3Re	-	-	-
Pressão geostática hidrostática	pr	MPa	4	-	-	-
MACIÇO						
Módulo de elasticidade	Es	MPa	1000	-	-	-
Coefficiente de Poisson	vs	adm	0,498	-	-	-
Coesão plasticidade de Tresca	Ctr	MPa	1	3	-	-
Coesão equivalente de von-Mises (4.9)	Cvm	MPa	0,8660	2,5980	-	-
REVESTIMENTO						
Módulo de elasticidade	Er	MPa	300	3000	30000	3E5
Coefficiente de Poisson	vr	adm	0,3	-	-	-

A Figura 7.13 mostra a excelente concordância no perfil de convergências em plasticidade sem revestimento entre o GEOMECC91, ANSYS e a solução analítica dada pela Equação (3.10). É possível ver que o perfil considerando coesão de 1MPa não chegou a desenvolver um patamar com valor de  $U_{eq}$ . Isso ocorre devido a influência das extremidades, o que necessitaria um modelo com um trecho de escavação de maior comprimento. Mesmo assim, ambos *softwares* estão de acordo.

Nas Figuras 7.14 até 7.19, encontram-se o restante das comparações entre o GEOMECC91 e o ANSYS considerando a presença do revestimento elástico.



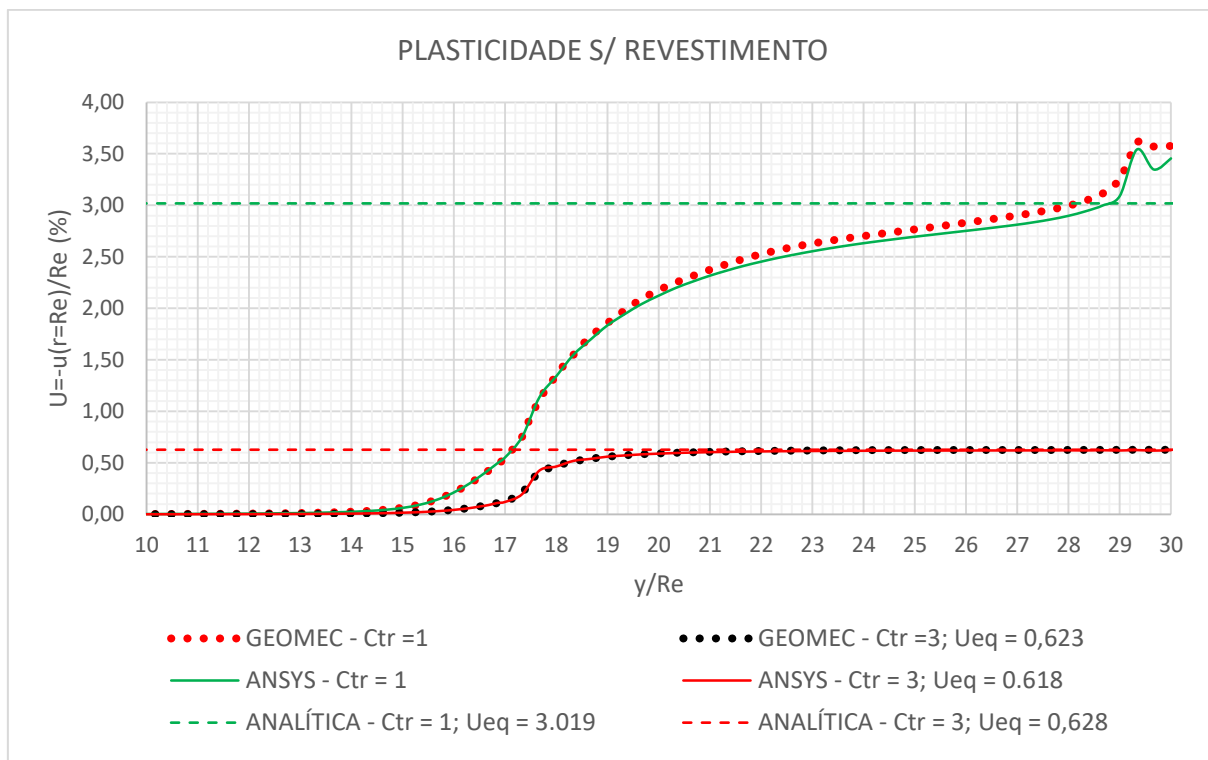


Figura 7.13 – comparação GEOMECC91, ANSYS e solução analítica: plasticidade sem revestimento

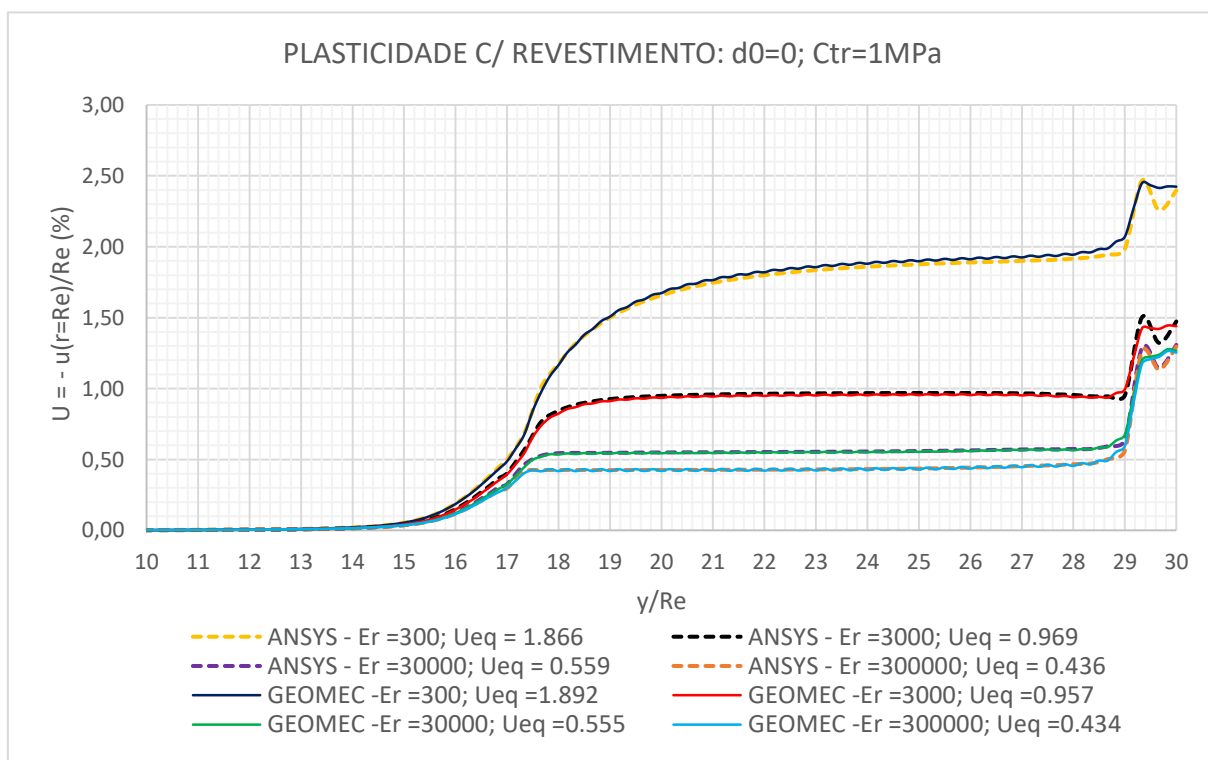


Figura 7.14 – comparação GEOMECC91 e ANSYS: plasticidade com revestimento,  $d_0 = 0$ ; Ctr = 1MPa

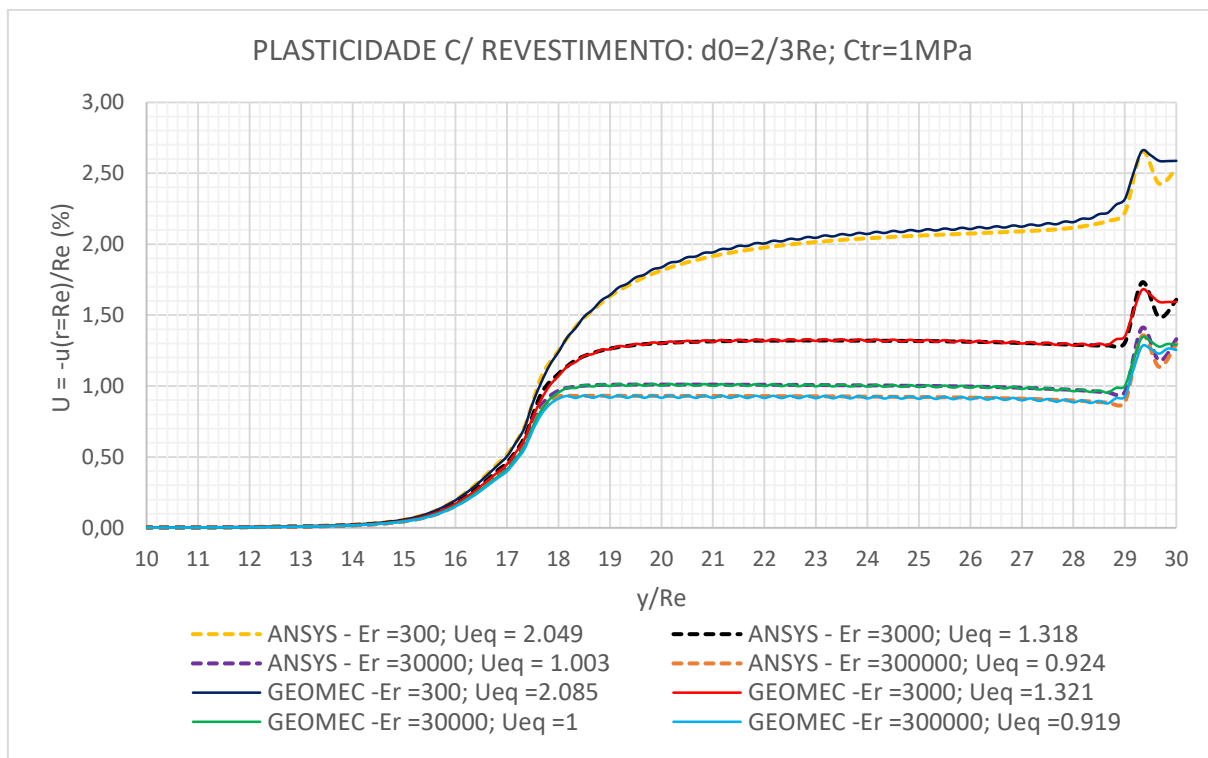


Figura 7.15 – comparação GEOMECC91 e ANSYS: plasticidade com revestimento,  $d_0 = 2/3Re$ ;  $Ctr = 1MPa$

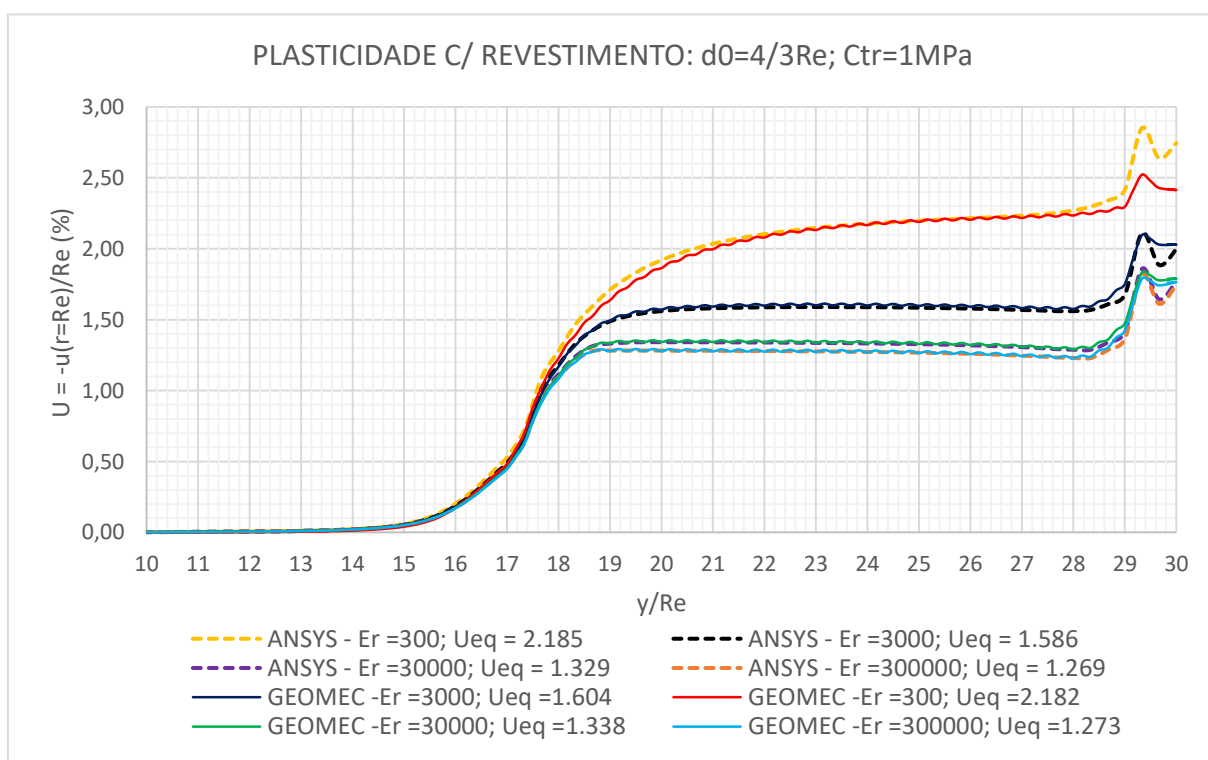


Figura 7.16 – comparação GEOMECC91 e ANSYS: plasticidade com revestimento,  $d_0 = 4/3Re$ ;  $Ctr = 1MPa$

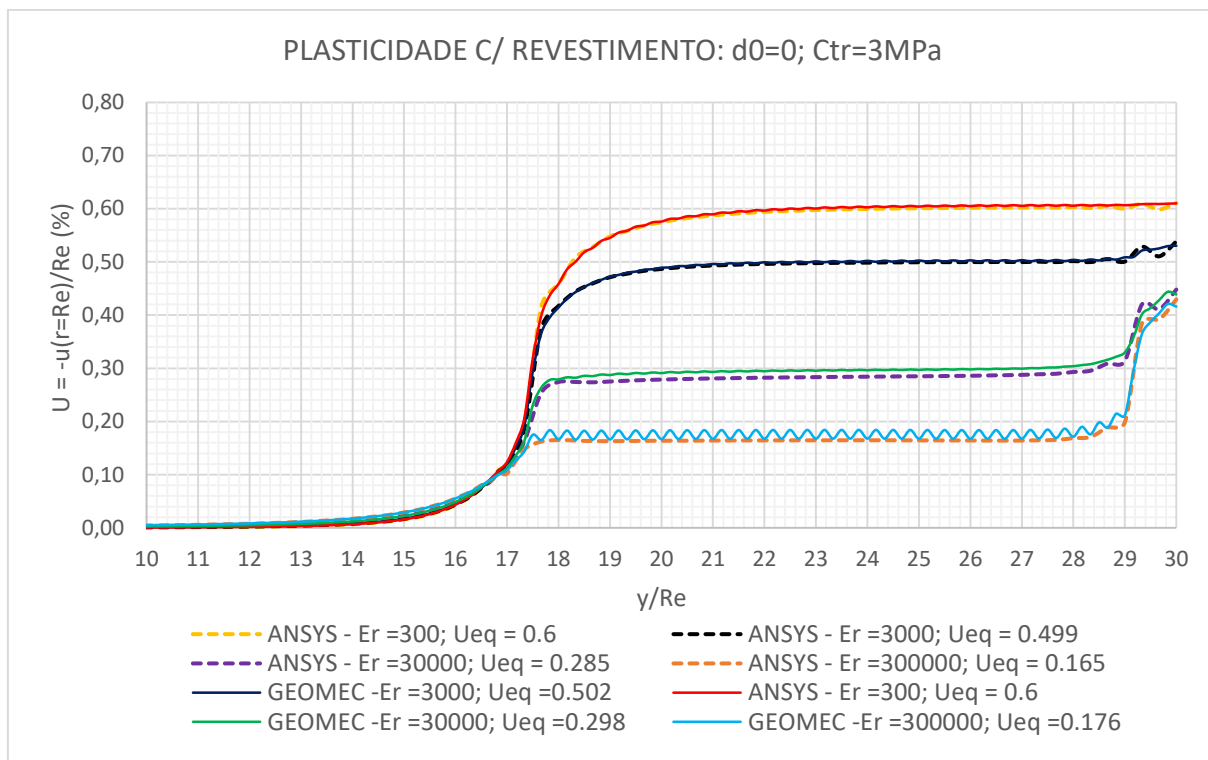


Figura 7.17 – comparação GEOMECC91 e ANSYS: plasticidade com revestimento,  $d_0 = 0$ ;  $C_{tr} = 3\text{MPa}$

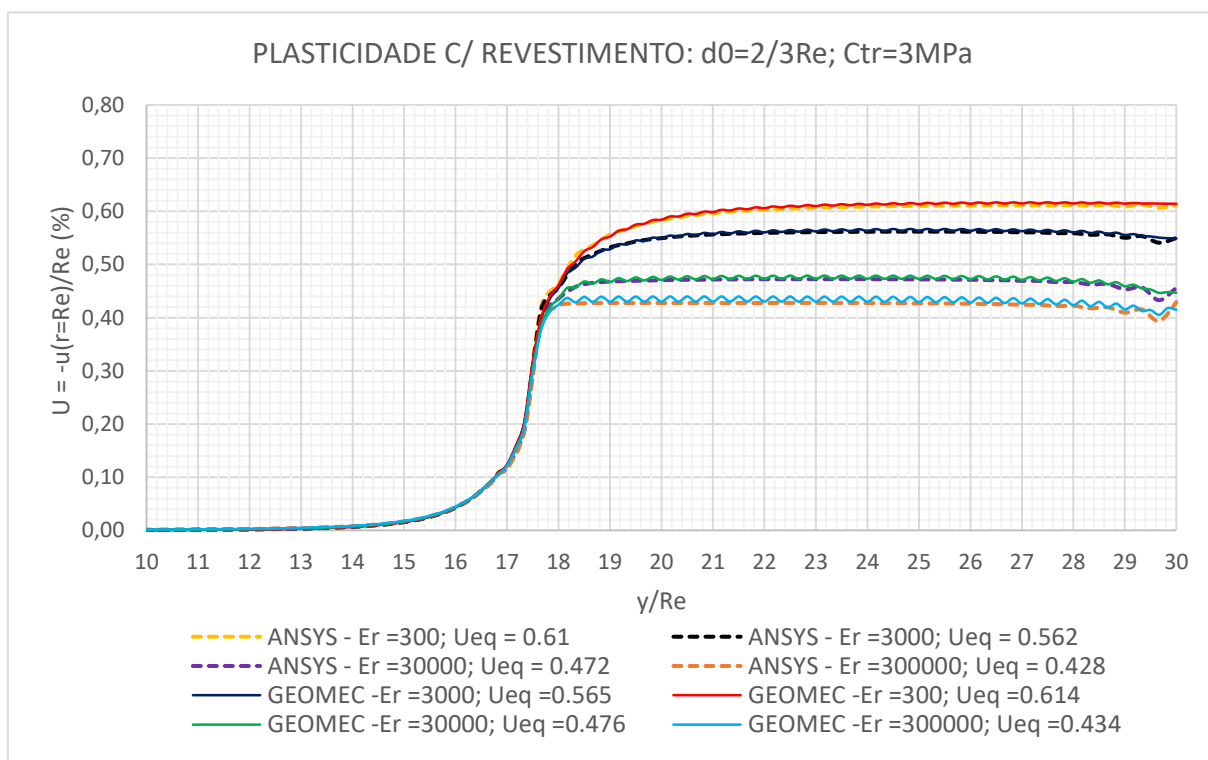


Figura 7.18 – comparação GEOMECC91 e ANSYS: plasticidade com revestimento,  $d_0 = 2/3Re$ ;  $C_{tr} = 3\text{MPa}$

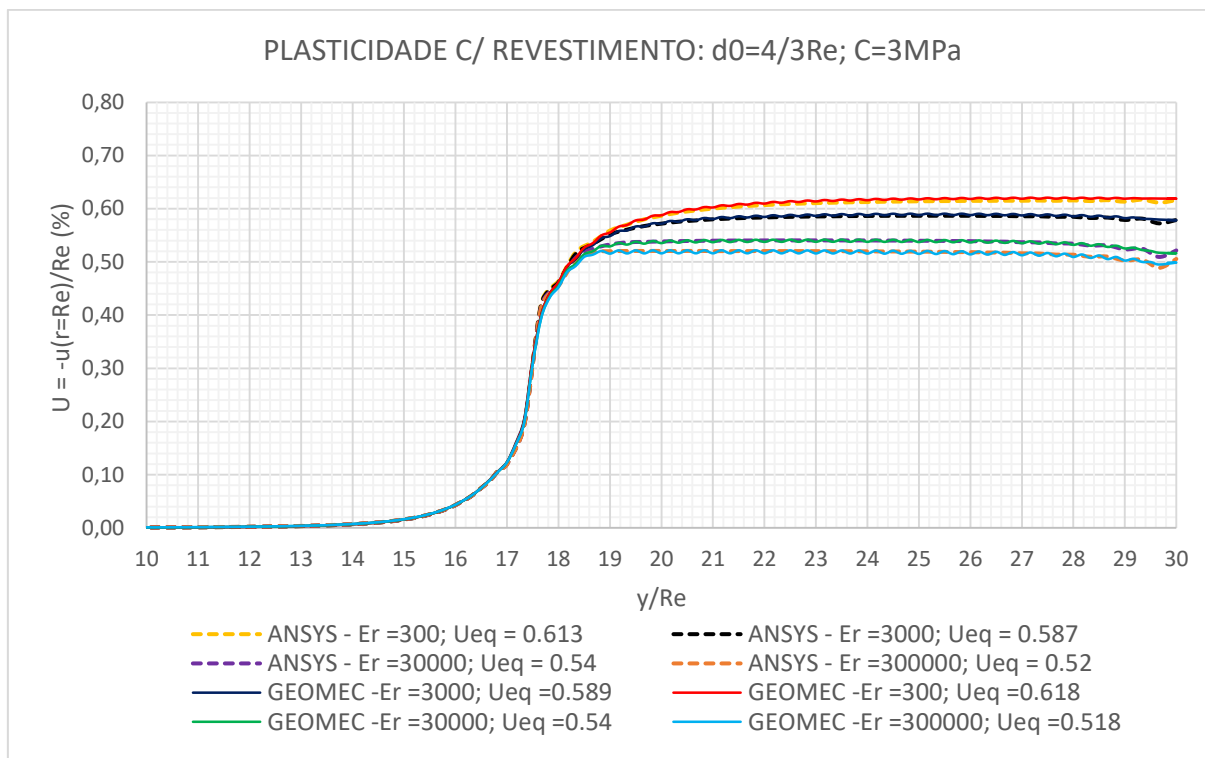


Figura 7.19 – comparação GEOMECC91 e ANSYS: plasticidade com revestimento,  $d_0 = 4/3Re$ ;  $Ctr = 3MPa$

Em resumo, os resultados em plasticidade de ambos os programas apresentam uma excelente concordância. Pode-se ver novamente a diferença no serrilhado do perfil, cuja explicação é a mesma em elasticidade. Em alguns perfis pode-se ver uma deformação maior no início da escavação. Principalmente quando a coesão do maciço é pequena e o revestimento apresenta um módulo alto em relação ao maciço. Essa deformação é devido à primeira escavação que compreende três passos, ou seja, possui a dimensão de um raio. A diferença entre o ANSYS e o GEOMECC91 nessa região, deve-se principalmente à diferença na ordem do elemento finito de ambos programas. Contudo, como a região de interesse não abarca as extremidades, isso não afetará os resultados da convergência ao equilíbrio. Em plasticidade também foram feitos alguns cálculos utilizando o modelo 3D e os resultados ficaram bastante próximos do modelo axissimétrico do ANSYS.

#### 7.4 VALIDAÇÃO DO MODELO EM VISCOPLASTICIDADE

A validação do modelo em viscoplasticidade é importante para verificar a consistência do modelo do ANSYS e do GEOMECC91 com o critério de plasticidade e o modelo de Perzyna com a equivalência entre os parâmetros dada pelas expressões (4.7) e (4.8). Se em

viscoplasticidade com revestimento elástico os modelos não tiverem boa concordância, o modelo viscoplástico com o revestimento viscoelástico ficará comprometido. Para verificação em viscoplasticidade foram adotados os parâmetros constantes na Tabela 7.4. Além disso, para as análises em axissimetria foi utilizado o elemento PLANE182, enquanto que em 3D foi utilizado o SOLID185.

Outro aspecto importante é o tempo a partir do qual os efeitos viscosos já cessaram. O GEOMECC91 utiliza como critério de parada a diferença entre as deformações viscosas. Assim que essa diferença estiver abaixo de uma tolerância ( $1E-12$ ) é considerado o fim da análise. Porém no ANSYS não foi utilizado nenhum critério de parada, devendo o usuário definir o tempo final da análise. Esse tempo foi determinado fazendo-se vários cálculos com tempos diferentes até que a diferença entre as deformações dos incrementos de tempo fosse pequena. Para os dados da Tabela 7.4, adotou-se um tempo final de 2 anos, como suficiente, para o término dos efeitos viscosos.

Tabela 7.4 - parâmetros para validação em viscoplasticidade

PARÂMETROS	SÍMBOLO	UNIDADE	VALORES		
TÚNEL					
Raio externo do túnel	Re	cm	100	-	-
Raio interno do túnel	Ri	cm	90	-	-
Dimensão não suportada	d0	adm	2/3Re	-	-
Passo de escavação	p	adm	1/3Re	-	-
Pressão geostática hidrostática	pr	MPa	4	-	-
Velocidade de avanço do túnel	v	m/dia	5	10	20
MACIÇO					
Módulo de elasticidade	Es	MPa	1000	-	-
Coefficiente de Poisson	vs	adm	0,498	-	-
Coesão plasticidade de Tresca	Ctr	MPa	1	-	-
Coesão equivalente de von-Mises (Equação 4.12)	Cvm	MPa	0,866025	-	-
Coefficiente de viscosidade (GEOMECC91)	$\eta$	dia	115,7407	-	-
Coefficiente (GEOMECC91)	n	adm	1	-	-
Coefficiente de referência (GEOMECC91)	F0	MPa	1	-	-
Coefficiente de viscosidade (ANSYS) (Equação 4.8)	$\gamma$	1/dia	0,01496	-	-
Coefficiente (ANSYS)	m	adm	1	-	-
REVESTIMENTO					
Módulo de elasticidade	Er	MPa	3000	-	-
Coefficiente de Poisson	vr	adm	0,3	-	-

A Figura 7. 20, Figura 7.21 e Figura 7. 22 mostram a excelente concordância entre os resultados utilizando o GEOMECC91 e o ANSYS, sem revestimento. Nas Figura 7.23, Figura 7.24 e Figura 7.25, encontram-se a comparação entre o GEOMECC91 e o ANSYS considerando a presença do revestimento elástico.

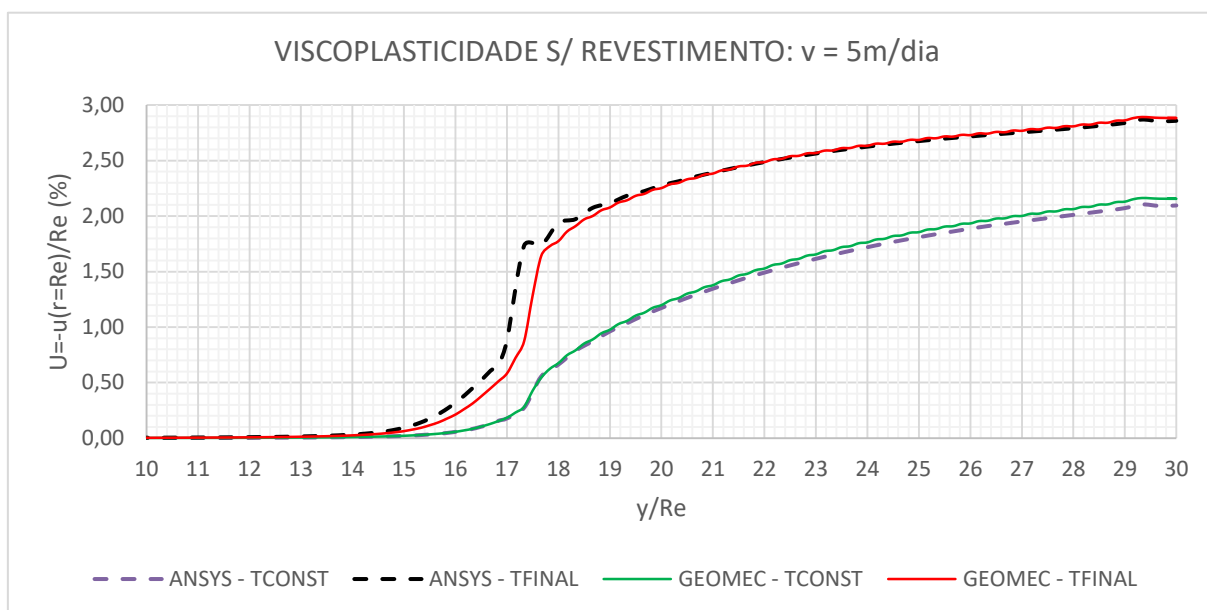


Figura 7. 20 - viscoplasticidade - comparação GEOMECC91 e ANSYS:  $v=5\text{ m/dia}$ ; sem revestimento

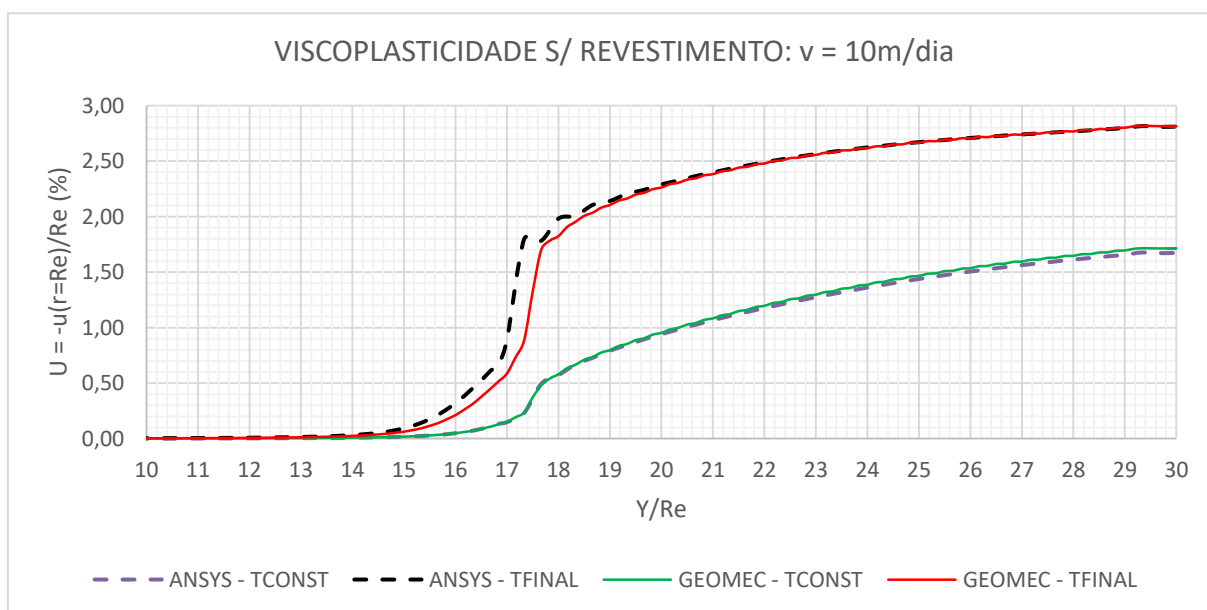


Figura 7.21 - viscoplasticidade - comparação GEOMECC91 e ANSYS:  $v=10\text{ m/dia}$ ; sem revestimento

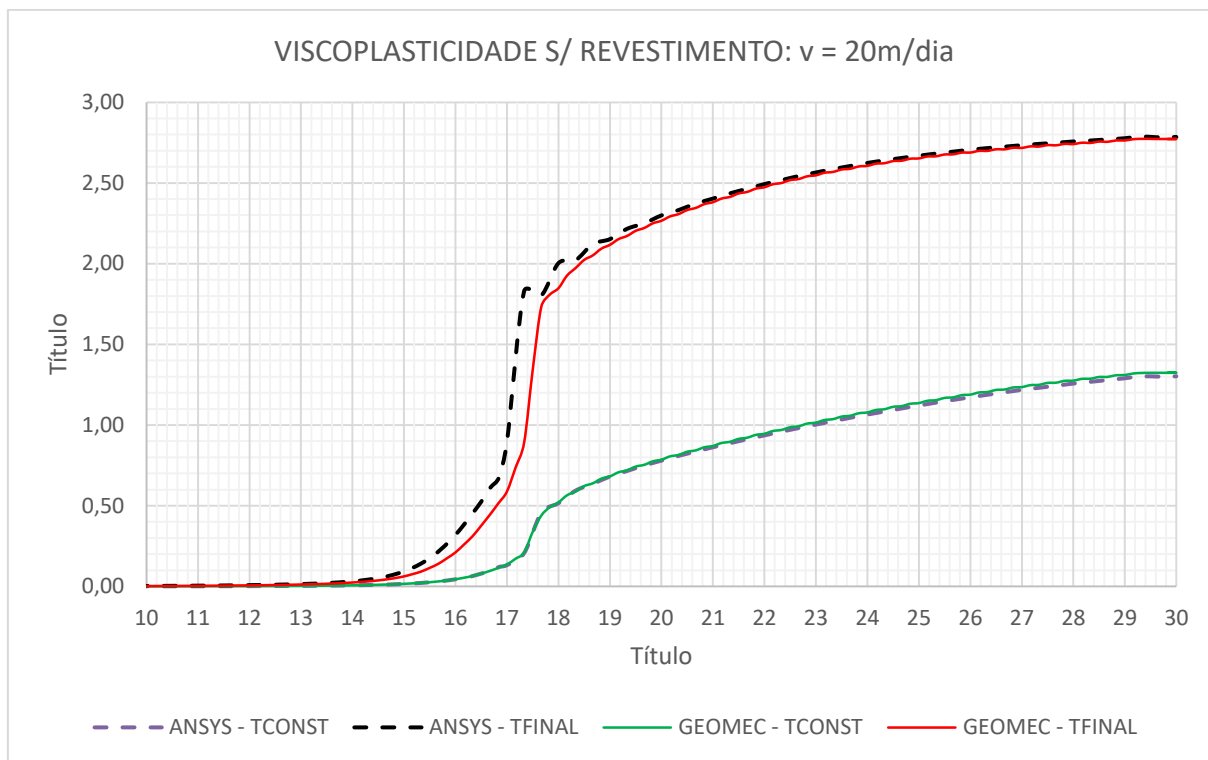


Figura 7.22 - viscoplasticidade - comparação GEOMECC91 e ANSYS:  $v=20\text{ m/dia}$ ; sem revestimento

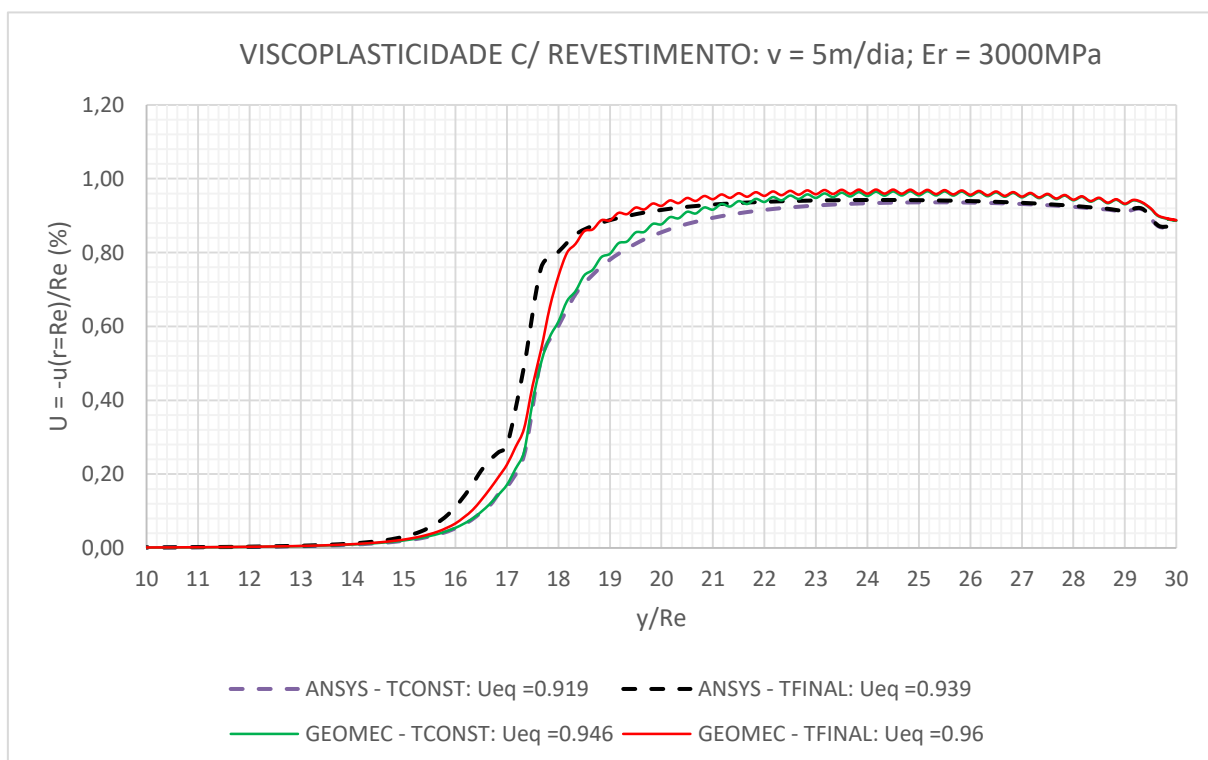


Figura 7.23 - viscoplasticidade - comparação GEOMECC91 e ANSYS:  $v=5\text{m/dia}$ ;  $E_r=3000\text{MPa}$

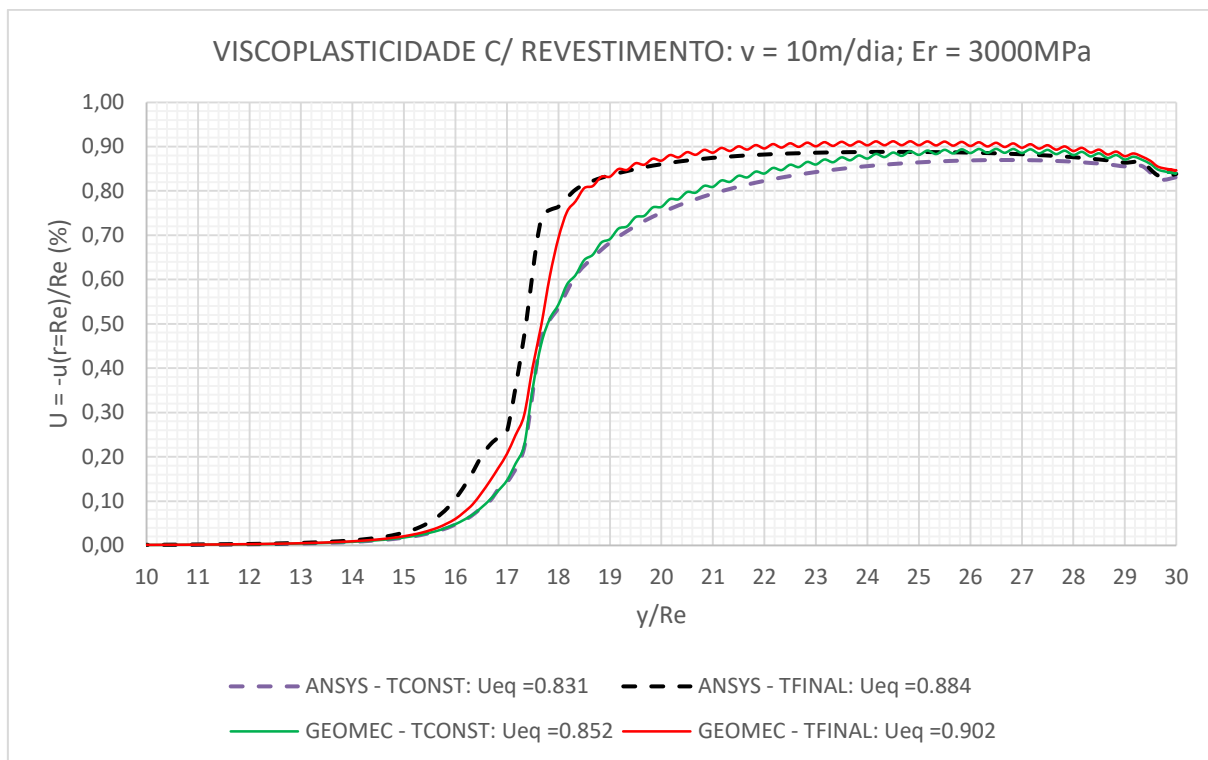


Figura 7.24 - viscolasticidade - comparação GEOMECC91 e ANSYS:  $v=10$  m/dia;  
 $E_r=3000\text{MPa}$

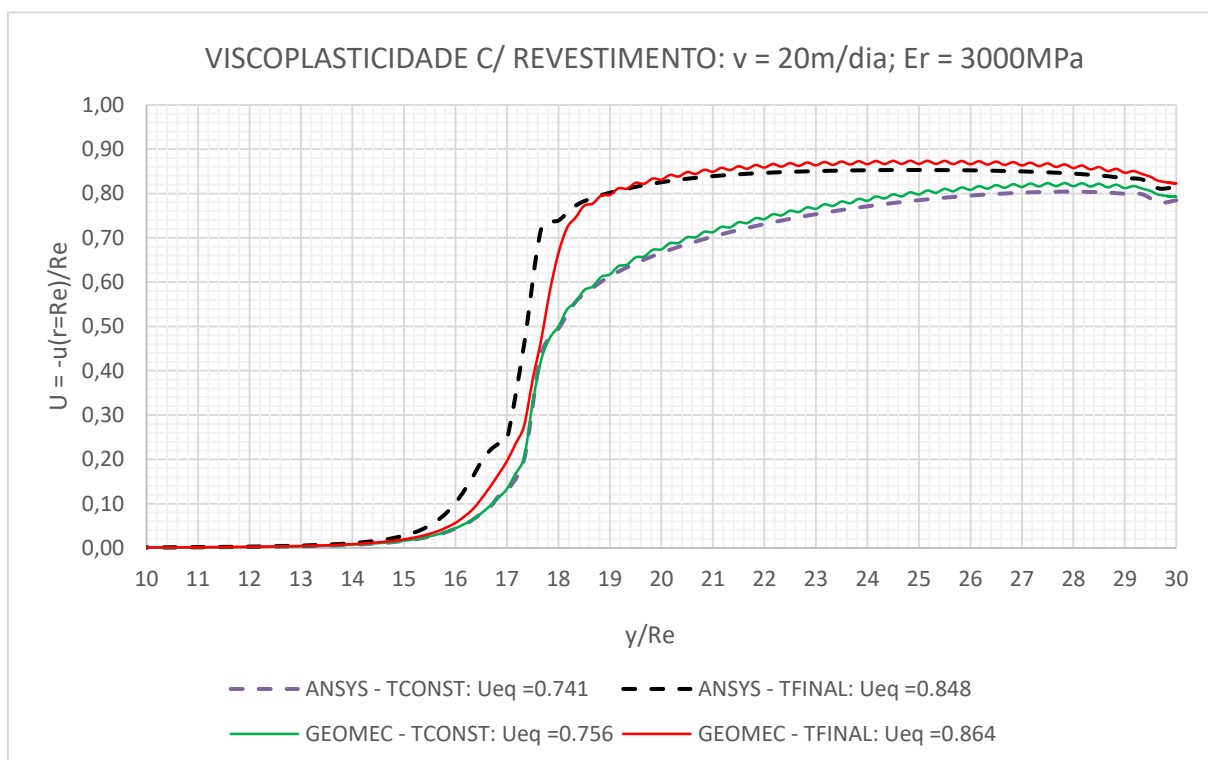


Figura 7.25 - viscolasticidade - comparação GEOMECC91 e ANSYS:  $v=20$  m/dia;  
 $E_r=3000\text{MPa}$



Em resumo, os resultados em viscoplasticidade de ambos os programas estão concordando excelentemente (com uma diferença na convergência no equilíbrio de cerca de 2%). Novamente pode-se ver a ausência do serrilhado no perfil gerado pelo modelo do ANSYS. A explicação é a mesma dada no modelo em elasticidade. Pode-se notar que no perfil de longo prazo (TFINAL) há uma diferença na deformação próximo a face de escavação. Isso ocorre devido a diferença na forma de revestir a última face da escavação e a ordem de interpolação do elemento finito entre os programas. O GEOMECC91 reveste todo o último passo, enquanto que o ANSYS reveste os elementos logo atrás da face de escavação, no interior do maciço. Isso causa uma diferença para menos na deformação gerada pelo GEOMECC91 nessa região. Contudo, essas diferenças não afetam a convergência no equilíbrio, uma vez que esta trata-se de uma média da convergência em uma região afastada das bordas. Em viscoplasticidade também foram feitos alguns cálculos utilizando o modelo 3D e os resultados ficaram bastante próximos do modelo axissimétrico do ANSYS (com uma diferença máxima de 3%). Além disso, pode-se ver nos resultados que a equivalência (4.7) e (4.8) entre os parâmetros do modelo de Perzyna do ANSYS e do GEOMECC91 funciona perfeitamente.

## 7.5 ANÁLISE AXISSIMÉTRICA CONSIDERANDO MACIÇO VISCOPLÁSTICO E REVESTIMENTO DE CONCRETO VISCOELÁSTICO

Com os modelos testados é possível iniciar a análise considerando o concreto viscoelástico. O modelo axissimétrico é o único que permite fazer várias análises eficientes do ponto de vista do tempo e, portanto, foi escolhido para fazer esse estudo. Os parâmetros utilizados nas análises constam na Tabela 7.5

Tabela 7.5 – parâmetros para análises do maciço em viscoplasticidade com revestimento de concreto em viscoelasticidade

PARÂMETROS	SÍMBOLO	UNIDADE	VALORES		
<b>TÚNEL</b>					
Raio externo da seção	Re	cm	500	-	-
Raio interno da seção	Ri	cm	480	-	-
Dimensão não suportada	d0	adm	0,00	4/3Re	-
Passo de escavação	p	adm	1/3Re	-	-
Pressão geostática hidrostática	pr	MPa	5	10	-
Velocidade de avanço do túnel	v	m/dia	1	5	10 20
Comprimento do trecho escavado	L2	cm	80p		
<b>MACIÇO</b>					
Módulo de elasticidade	Es	MPa	1000	8000	-
Coeficiente de Poisson	vs	adm	0,4	-	-
Rigidez Equivalente (Equação 3.12)	Ks	MPa	47,62	380,95	-
Coessão plasticidade de Tresca	Ctr	MPa	1	-	-
Coessão equivalente de von-Mises	Cvm	MPa	0,86602	-	-
Coeficiente de viscosidade (GEOMECC91)	$\eta$	dia	115,740	-	-
Coeficiente (GEOMECC91)	n	Adm	1	-	-
Critério de referência (GEOMECC91)	F0	MPa	1	-	-
Coeficiente de viscosidade (ANSYS)	$\gamma$	1/dia	0,014965	-	-
Coeficiente (ANSYS)	m	adm	1	-	-
<b>REVESTIMENTO ELÁSTICO</b>					
Módulo de elasticidade	Er	MPa	30303,4	44388	-
Coeficiente de Poisson	vr	adm	0,2	-	-
Relação raio externo/espessura	Re/e	adm	25		
Rigidez equivalente (Equação 3.12)	Kr	MPa	1262,64	1849,5	-
<b>REVESTIMENTO VISCOELÁSTICO</b>					
Resistência característica à compressão	fck	MPa	20	80	-
Módulo de elasticidade	Er	MPa	30303,4	44388	-
Coeficiente de Poisson	vr	adm	0,2	-	-
Coeficiente que depende do tipo de cimento	s	adm	0,2	-	-
Umidade relativa do ambiente	RH	%	70	-	-
Espessura fictícia	hf	cm	40,83	-	-
Idade do concreto no final da cura	ts	dia	7	-	-
Coeficiente que depende do tipo de cimento	$\beta_{sc}$	adm	8	-	-
Temperatura	Temp	°C	20	-	-
Coeficiente que depende do tipo de cimento	$\alpha$	adm	1	-	-
Idade do concreto no início do carregamento	t0	dia	1	-	-
Tempo final para ajuste da cadeia	tinf	dia	3000	-	-
No. de pontos por década do ajuste	ndec	um	10	-	-

Os parâmetros relacionados ao túnel (raio da seção, espessura do revestimento, dimensão não suportada, passo, pressão geostática e velocidade) foram escolhidos por serem comumente utilizados na prática de túneis profundos. Foi utilizado um trecho escavado de 80 passos ao invés de 39 passos (conforme Figura 7.1) para que se tenha o mínimo de efeito das bordas sobre o perfil de convergências.

Para se ter uma ordem do quanto o revestimento viscoelástico influencia frente à um revestimento elástico, as análises foram feitas considerando tanto o revestimento elástico (com módulo de elasticidade do concreto aos 28 dias) quanto o revestimento viscoelástico. Foram escolhidos dois extremos de resistência: 20MPa e 80MPa, com módulos de elasticidade aos 28 dias de 30303,4MPa e 44388MPa, respectivamente, conforme Equação (5.10). Juntamente com o coeficiente de Poisson de 0,2, esse revestimento corresponde a uma rigidez elástica equivalente, considerando que se trata de uma casca cilíndrica (Equação 3.11) de 1262,64MPa (para  $f_{ck} = 20\text{MPa}$ ) e 1849,5MPa (para  $f_{ck} = 80\text{MPa}$ ). O maciço foi escolhido de modo que, se fosse esse o material do revestimento, apresentasse uma rigidez equivalente bem abaixo do concreto. O objetivo dessa escolha é ter deformações mais altas, sem se preocupar, nesse primeiro momento, com o nível de tensões no revestimento, para ver o quanto a deformação considerando revestimento viscoelástico pode ser maior do que considerando um revestimento elástico. Portanto, foram escolhidos maciços com módulos de elasticidade de 1000MPa e 8000MPa, que juntamente com o coeficiente de Poisson de 0,4 correspondem a uma rigidez elástica equivalente de 47,62MPa e 380,95MPa, respectivamente, conforme a Equação (3.11).

O valor dessas rigidezes equivalentes, aplicado nesse problema, não corresponde com os modelos utilizados, pois tratam-se de modelos viscosos (que a rigor faz com que a rigidez dependa do tempo). Contudo, a equação (3.11) pode ser utilizada como uma referência de pré-dimensionamento. Outra questão importante, pelo menos do ponto de vista de projeto, é que o maciço não seja autoportante e que, para um dado revestimento, possua uma rigidez relativa que o permita participar do suporte da carga, caso contrário, sobrecarregará o revestimento, e este poderá não passar nas verificações de deformações e de tensões internas.

O critério de plasticidade de von-Mises foi escolhido para o maciço com uma coesão de  $\sqrt{3}/2\text{MPa}$  cujo resultado se aproxima daquele com uma coesão de 1MPa considerando o critério de plasticidade de Tresca, tal como (4.9). Foi escolhido a relação cuja superfície de plasticidade de von-Mises se encontra inscrita na superfície de plasticidade de Tresca.

Foi escolhido também duas situações de pressão hidrostática: 5MPa e 10MPa, que, se tratando de um maciço com um peso específico de  $18\text{KN/m}^3$ , correspondem a uma profundidade de cerca de 280m e 560m, respectivamente, abrangendo um intervalo comum em túneis profundos. Para as velocidades, foram escolhidos valores de 1m/dia, 5m/dia, 10m/dia e 20m/dia que abrangem a produtividade da maioria dos métodos de escavação. Foram também escolhidas duas distâncias não revestidas, julgadas como bons extremos: 0 e  $4/3$  do raio externo e o passo de escavação de  $1/3$  do raio externo.

As análises consistiram na obtenção da convergência no equilíbrio ao final da construção do túnel (TCONST) e após a maior parte dos efeitos viscosos terem ocorrido (TFINAL). O valor da convergência ao equilíbrio corresponde à média das convergências entre  $9R_e$  e  $17R_e$  afastadas da frente de escavação.

O revestimento viscoelástico possui características de endurecimento rápido com alta resistência inicial (tal como se fosse um concreto projetado), curado por 7 dias. Nesse aspecto, o tempo final da análise (TFINAL) pode ser diferente dos dois anos das análises anteriores (que consideravam apenas o maciço viscoplástico) pois está envolvido também o tempo característico da fluência e da retração do concreto. Contudo, não é possível obter esse tempo característico através dos tempos de retardação do ajuste da cadeia de Kelvin, uma vez que o ajuste foi feito apenas para um dos fatores que envolve a deformação por fluência e não a totalidade das deformações (que inclui a retração também). Também não é possível obter a solução analítica com a intersecção da tangente na origem com a assíntota, pois, devido a forma das equações (5.22) e (5.31) a tangente é praticamente vertical na origem. Contudo, é possível ter uma boa estimativa desse tempo graficamente relacionando o quanto da deformação total o concreto deforma ao longo do tempo. Portanto, para determinar o tempo característico da fluência e retração do concreto foi simulado, através das fórmulas do CEB-MC90, um ensaio axial com uma carga unitária atuando durante 50 anos. A Figura 7.26 ilustra essa análise para ambos concretos utilizados.

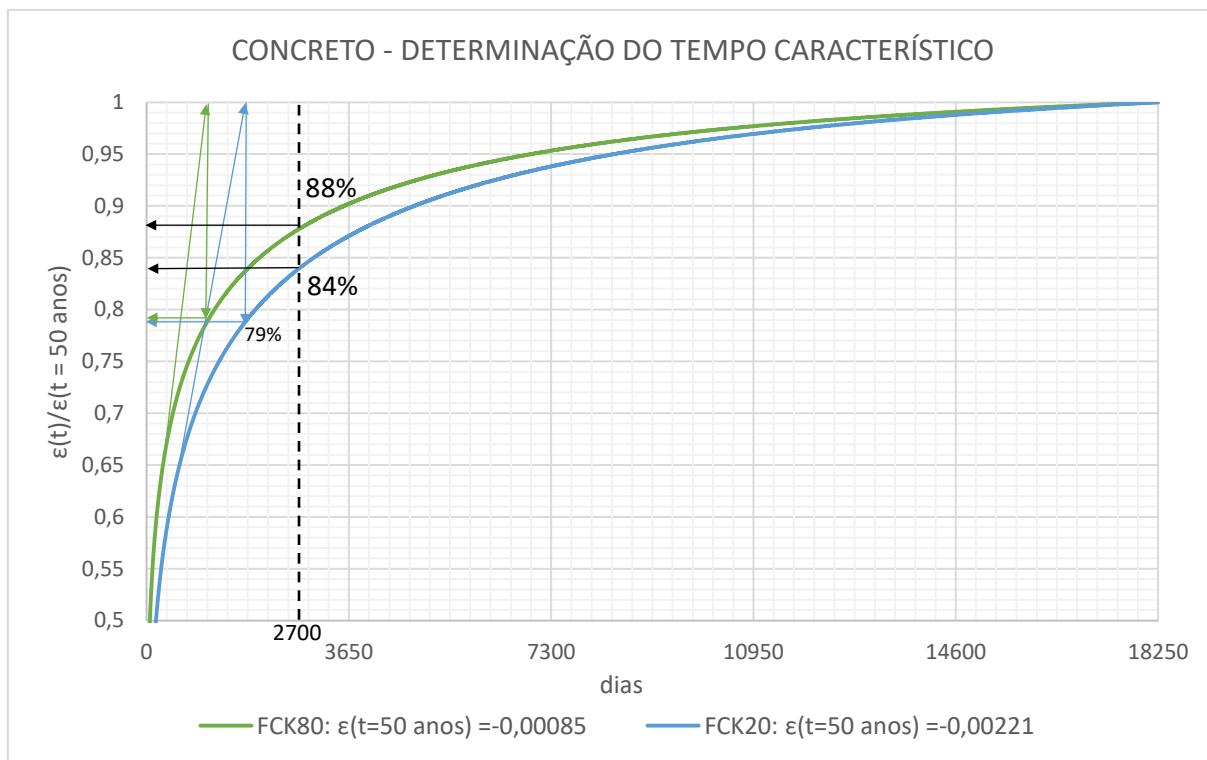


Figura 7.26 – determinação do tempo característico para os efeitos diferidos do concreto

Intersectando a reta tangente próximo à origem com a assíntota, tem-se um tempo característico de 3 anos ( $f_{ck} = 80\text{MPa}$ ) e 5 anos ( $f_{ck} = 20\text{MPa}$ ), representando cerca de 79% da deformação aos 50 anos, respectivamente. Contudo, foi escolhido como tempo característico 2700 dias (cerca de 7,5 anos), que corresponde a 84% da deformação aos 50 anos do concreto de  $f_{ck}=20\text{MPa}$  e 88% para o concreto de  $f_{ck}=80\text{MPa}$ . Os 12% e 16% de deformação restantes, vão se distribuir nos próximos 43 anos. As análises poderiam seguir até os 50 anos, porém, o custo temporal de cada análise fica 7 vezes mais alto em comparação com os 7,5 anos.

O incremento de tempo utilizado durante o processo de solução foi de 0,02 dias durante os ciclos de escavações-revestimento e 3 dias entre o tempo final da construção e o tempo final da análise.

A Figura 7.27, Figura 7.28, Figura 7.29, Figura 7.30, Figura 7.31, Figura 7.32, Figura 7.33 e Figura 7.34 resumem os resultados dessas análises.

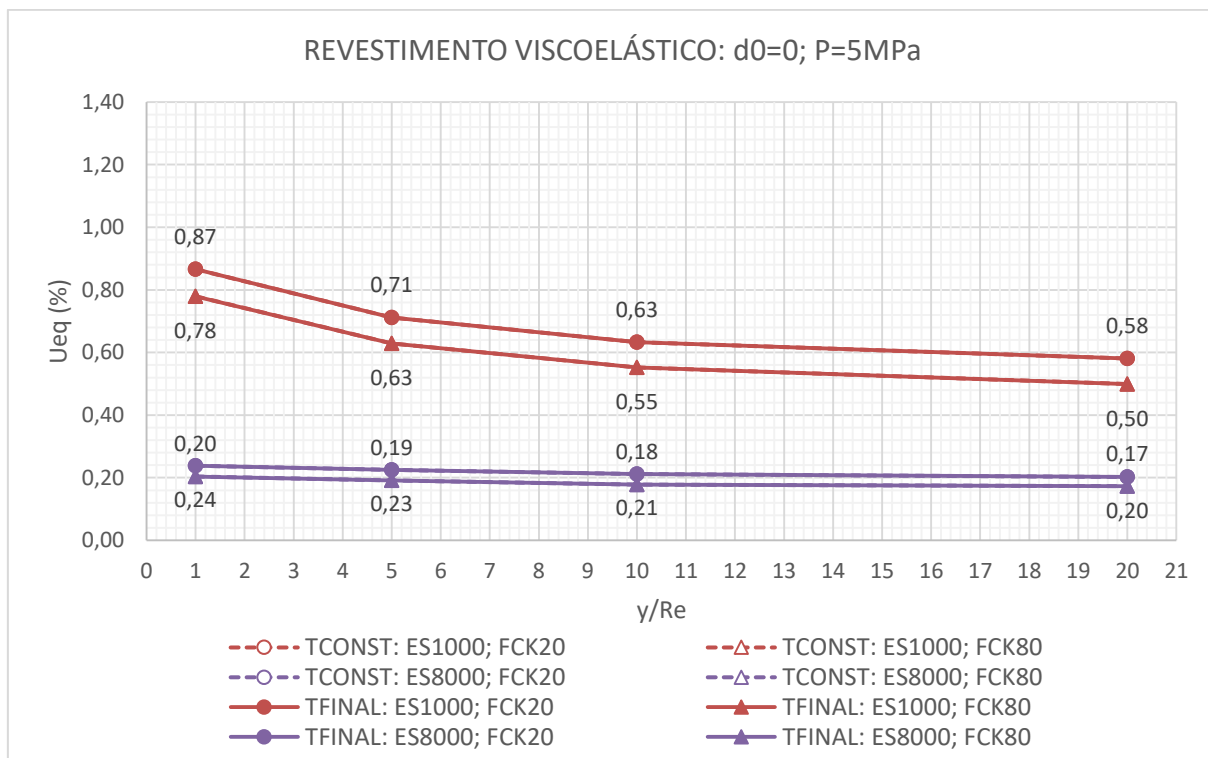


Figura 7.27 – maciço viscoplástico e revestimento elástico:  $d_0 = 0$ ;  $P = 5\text{MPa}$  (não houve diferença entre TCONST e TFINAL no valor da convergência ao equilíbrio)

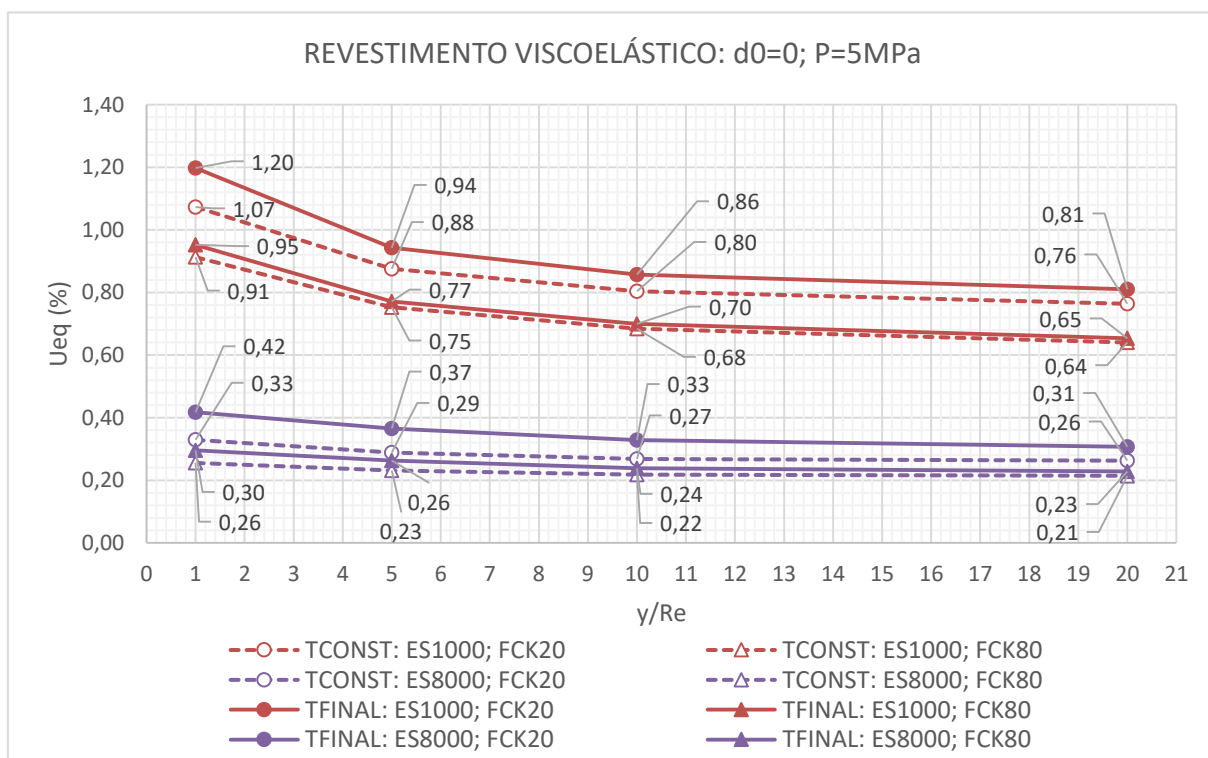


Figura 7.28 - maciço viscoplástico e revestimento viscoelástico:  $d_0 = 0$ ;  $P = 5\text{MPa}$

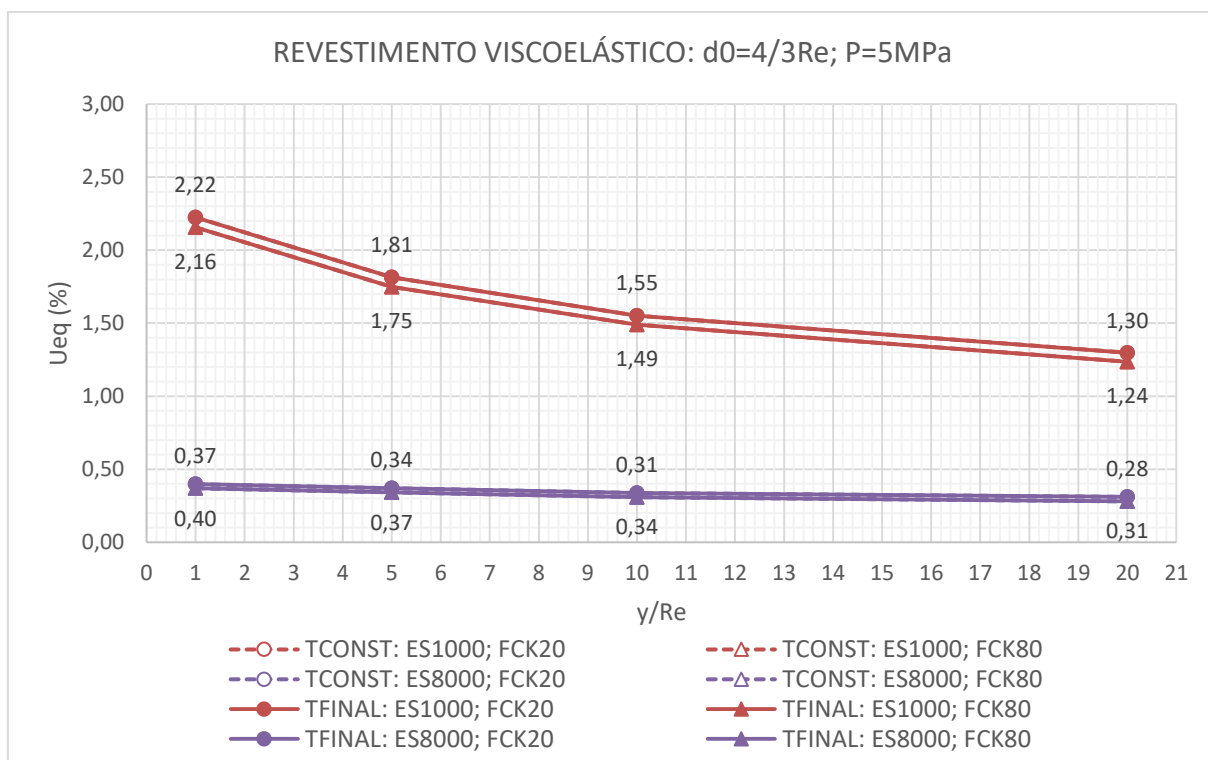


Figura 7.29 - maciço viscoplastico e revestimento elástico:  $d_0 = 4/3Re$ ;  $P = 5MPa$   
(não houve diferença entre TCONST e TFINAL no valor da convergência ao equilíbrio)

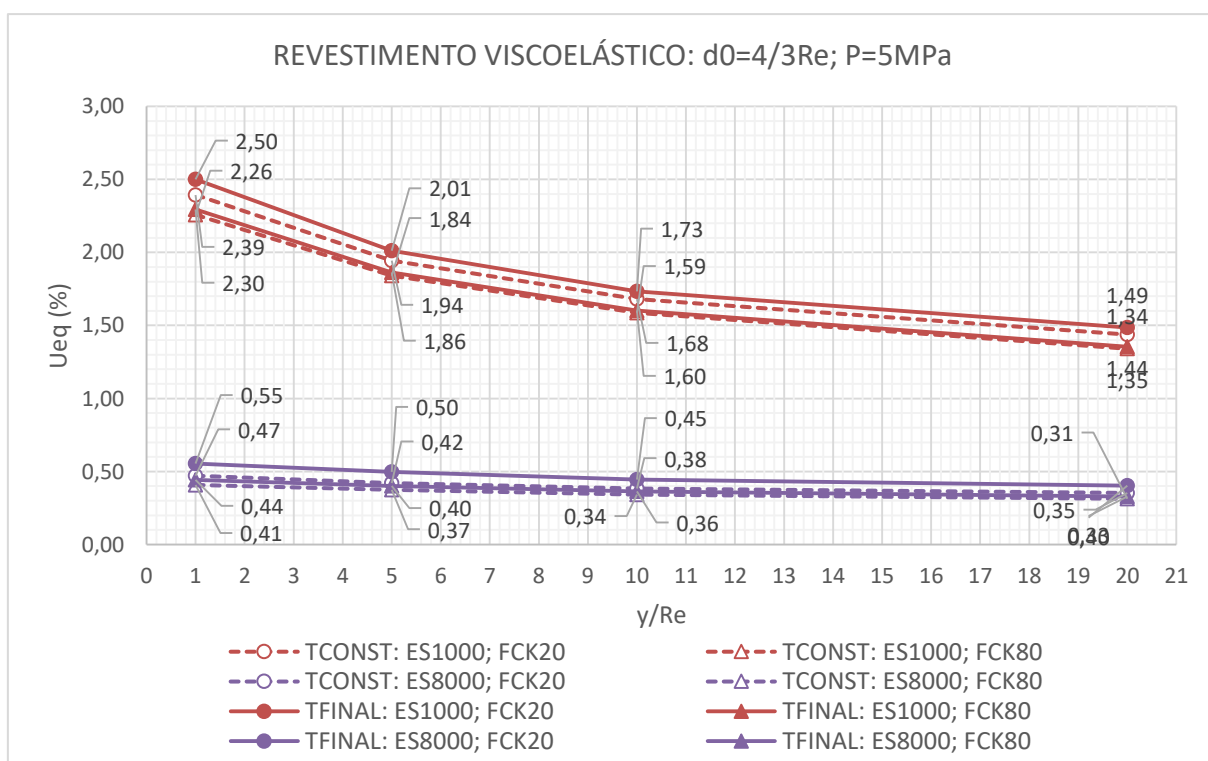


Figura 7.30 - maciço viscoplastico e revestimento viscoelástico:  $d_0 = 4/3Re$ ;  $P=5MPa$

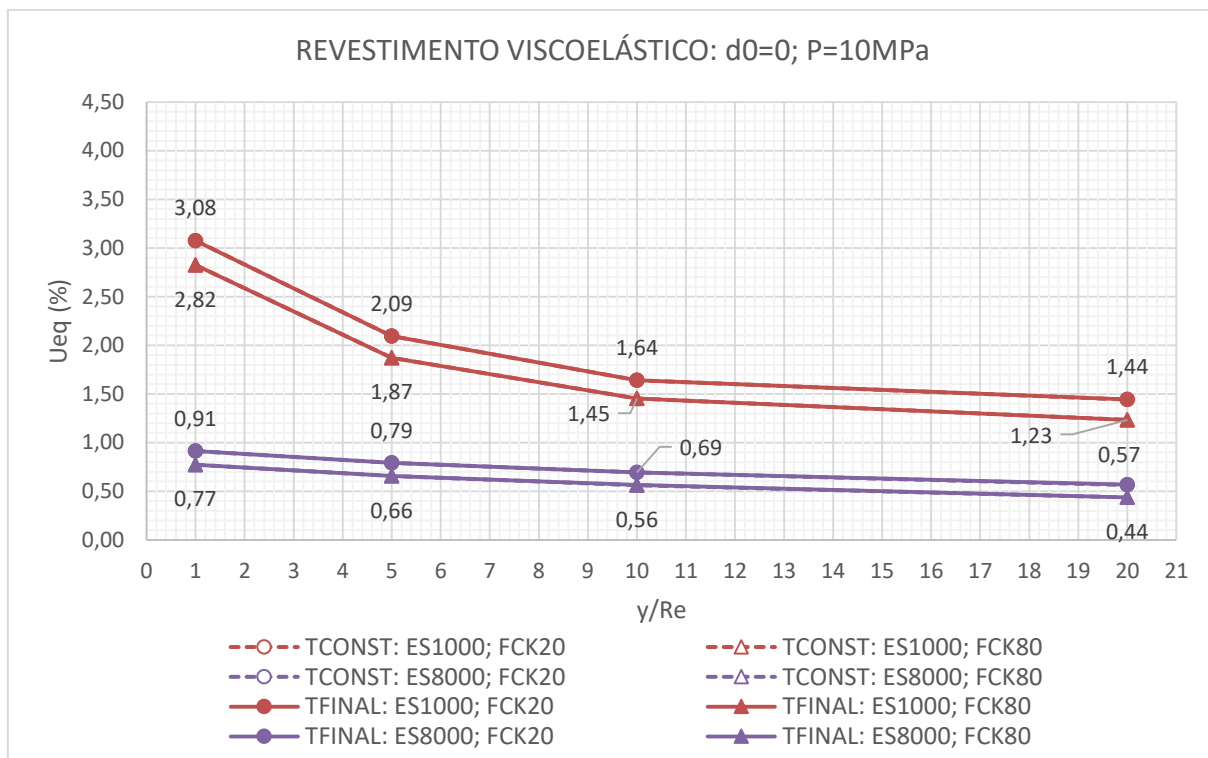


Figura 7.31 - maciço viscoplástico e revestimento elástico:  $d_0 = 0$ ;  $P=10\text{MPa}$  (não houve diferença entre TCONST e TFINAL no valor da convergência ao equilíbrio)

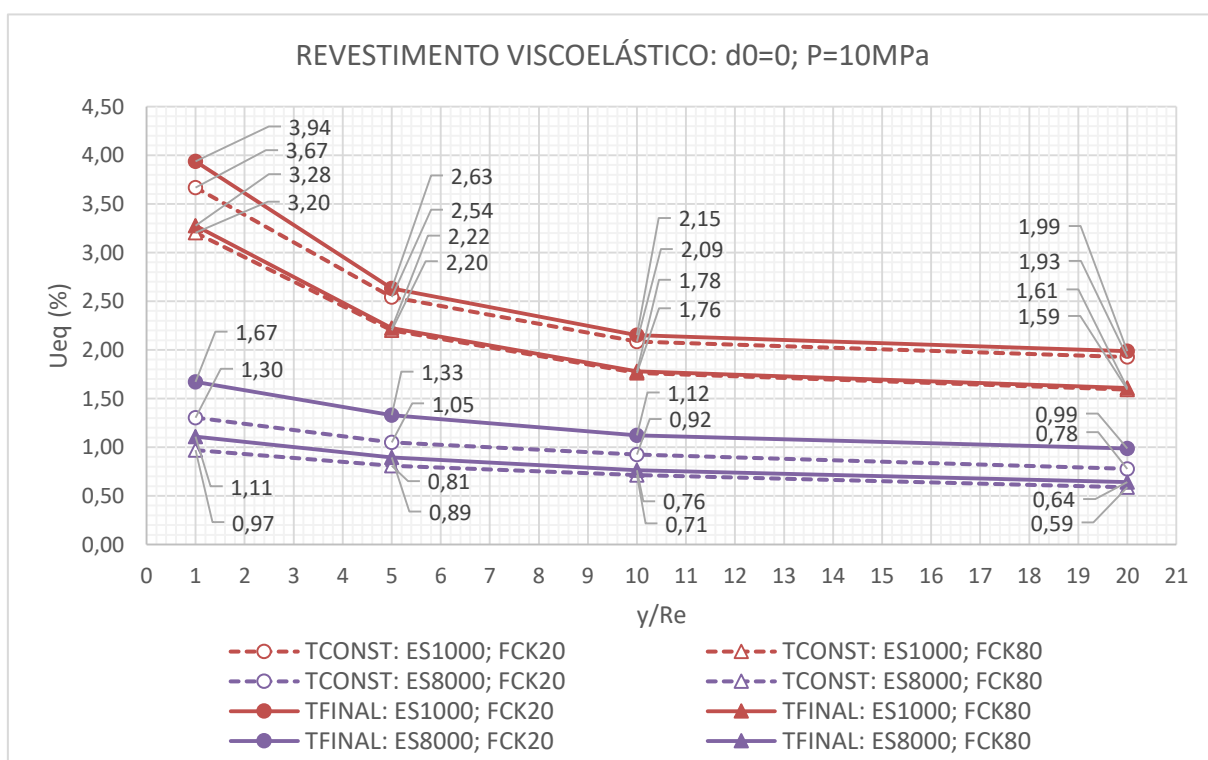


Figura 7.32 - maciço viscoplástico e revestimento viscoelástico:  $d_0 = 0$ ;  $P=10\text{MPa}$



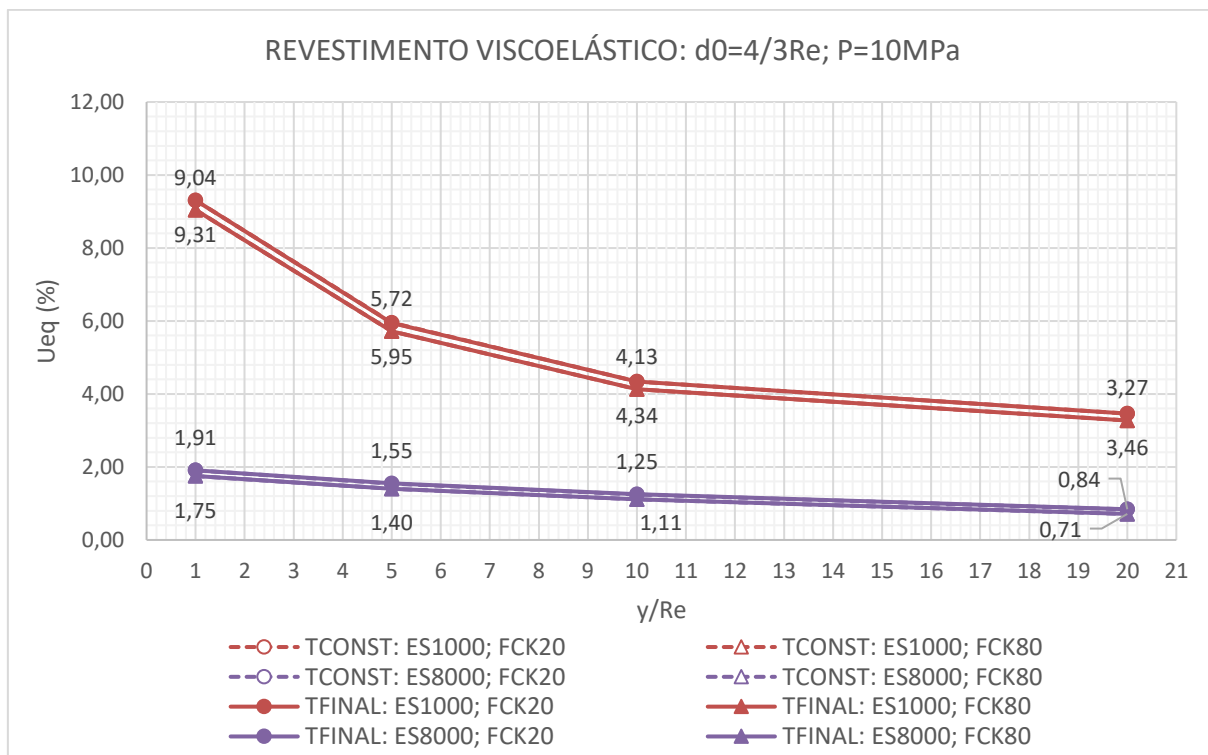


Figura 7.33 - maciço viscoplastico e revestimento elástico:  $d_0 = 4/3Re$ ;  $P=10MPa$   
(não houve diferença entre TCONST e TFINAL no valor da convergência ao equilíbrio)

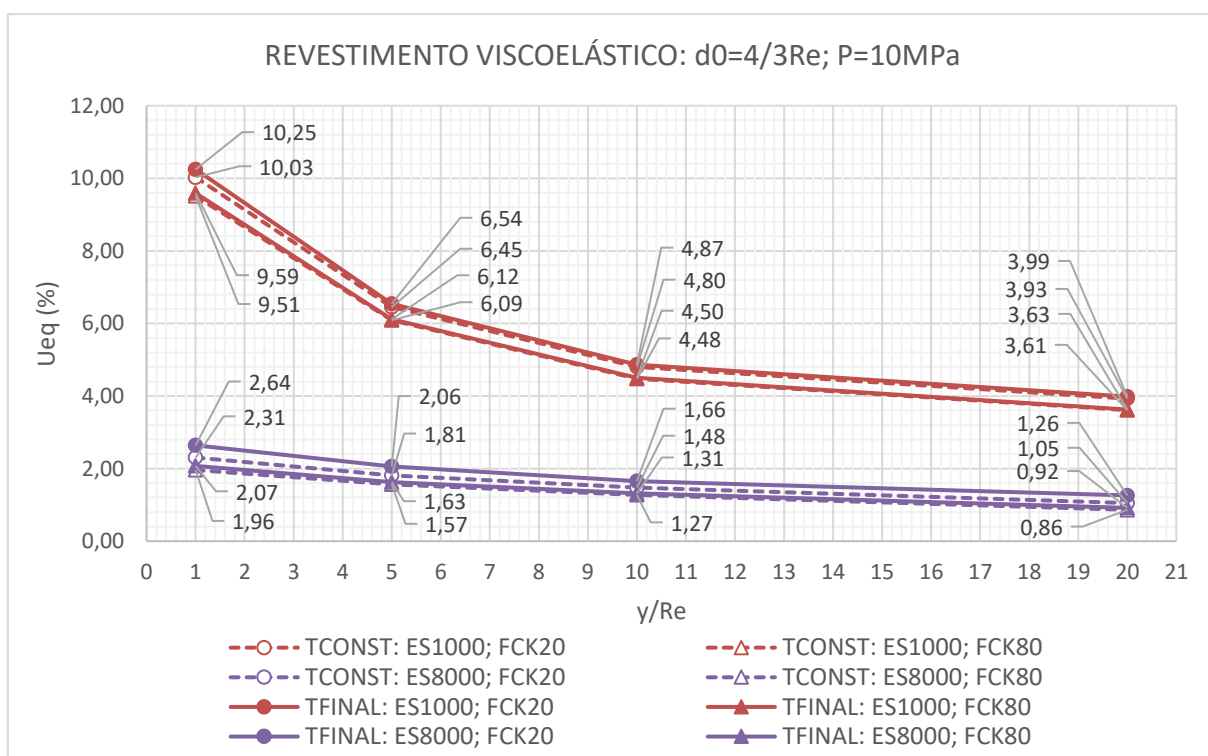


Figura 7.34 - maciço viscoplastico e revestimento viscoelástico:  $d_0 = 4/3Re$ ;  $P=10MPa$

Dos resultados acima, pode-se notar que tanto para o revestimento elástico quanto viscoelástico, as deformações são maiores para velocidades menores, pressões hidrostáticas maiores e comprimentos não revestidos maiores. As análises com revestimento elástico não tiveram diferença entre o final da construção e o final dos efeitos viscosos do maciço no longo prazo. Isso, pois o revestimento elástico em estudo “impediu” o maciço de deformar. Contudo, ao considerar o revestimento viscoelástico, este se deforma junto com o maciço, o que causa uma diferença nas deformações do tempo final da construção em relação ao longo prazo. Essa diferença é maior para d0 menores, fck menores e módulos de elasticidade do maciço maiores, conforme Tabela 7.6.

Tabela 7.6 – relação entre a convergência no longo prazo e no tempo final de construção do túnel

d0 (m)	fck (MPa)	Es (MPa)	MÉDIA $\left(\frac{U_{eqTFINAL}}{U_{eqTCONST}}\right)$	Desvio padrão
0	20	1000	1,06	0,03
0	20	8000	1,25	0,04
0	80	1000	1,02	0,01
0	80	8000	1,11	0,03
4/3Re	20	1000	1,03	0,01
4/3Re	20	8000	1,16	0,03
4/3Re	80	1000	1,01	0,00
4/3Re	80	8000	1,06	0,02

Além disso, a magnitude das deformações considerando o revestimento viscoelástico são maiores do que considerando revestimento elástico, sendo razão entre ambos é maior na medida em que se têm menores d0, maiores P e menores fck, conforme Tabela 7.7.

Tabela 7.7 – relação entre a convergência considerando revestimento viscoelástico e elástico

d0 (m)	P (MPa)	Fck (MPa)	MÉDIA $\left(\frac{U_{eqREVVISCOELASTICO}}{U_{eqREVELASTICO}}\right)$		Desvio padrão	
			TCONST	TFINAL	TCONST	TFINAL
0	5	20	1,28	1,49	0,05	0,14
0	5	80	1,23	1,31	0,03	0,07
0	10	20	1,31	1,51	0,07	0,21
0	10	80	1,24	1,31	0,06	0,10
4/3Re	5	20	1,12	1,23	0,04	0,11
4/3Re	5	80	1,08	1,13	0,02	0,05
4/3Re	10	20	1,15	1,25	0,06	0,14
4/3Re	10	80	1,11	1,14	0,05	0,07

Esses resultados foram obtidos considerando um concreto que entra em carga em  $t_0 = 1$  dia. Se fosse um revestimento de concreto pré-moldado (que entra em carga após os 28 dias, por exemplo) as deformações teriam menores magnitudes, pois a deformação por fluência é mais acentuada em peças que foram carregadas em idades jovens.

Nessas análises as tensões principais de compressão no revestimento ficaram bem acima dos  $40\%f_{cm}$ , sendo, portanto,  $FV \geq 1$ , para maioria dos casos, indicando que o nível de tensões pode ser um critério limitante desse tipo de análise. A consequência disso é que as deformações devem ser maiores devido a não-linearidade entre a deformação por fluência e o nível de tensões no concreto. Isso faz com que, os resultados de deformações apresentados acima, sejam apenas uma referência mínima em relação ao que realmente se espera para as características utilizadas na Tabela 7.5. Em vista disso, foi feito mais uma análise para se ter uma ideia da utilização do revestimento do concreto frente à quatro módulos de maciço: 1000MPa, 8000MPa, 10000MPa e 50000MPa. Foi considerado apenas as velocidades extremas de  $v=1\text{m/d}$  e  $v=20\text{m/d}$  e, ao invés de 20cm de espessura, foi adotada uma espessura comum na prática de túneis de 10%Re=50cm. Com essa nova espessura a espessura fictícia muda também, ficando 105,56cm. A Figura 7.35, Figura 7.36, Figura 7.37 e Figura 7.38 resumem esses resultados.

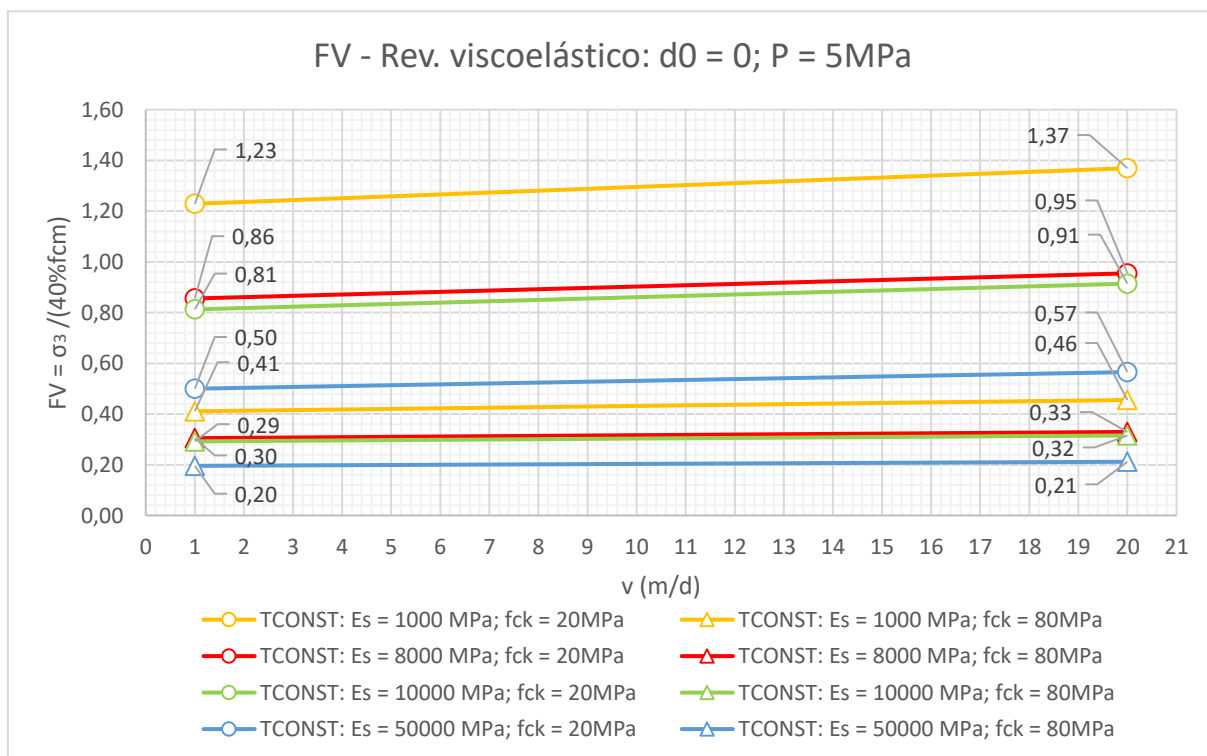


Figura 7.35 – fator de validação;  $Re=5\text{m}$ ;  $Ri=4,50\text{m}$ ;  $d_0=0$ ;  $P=5\text{MPa}$

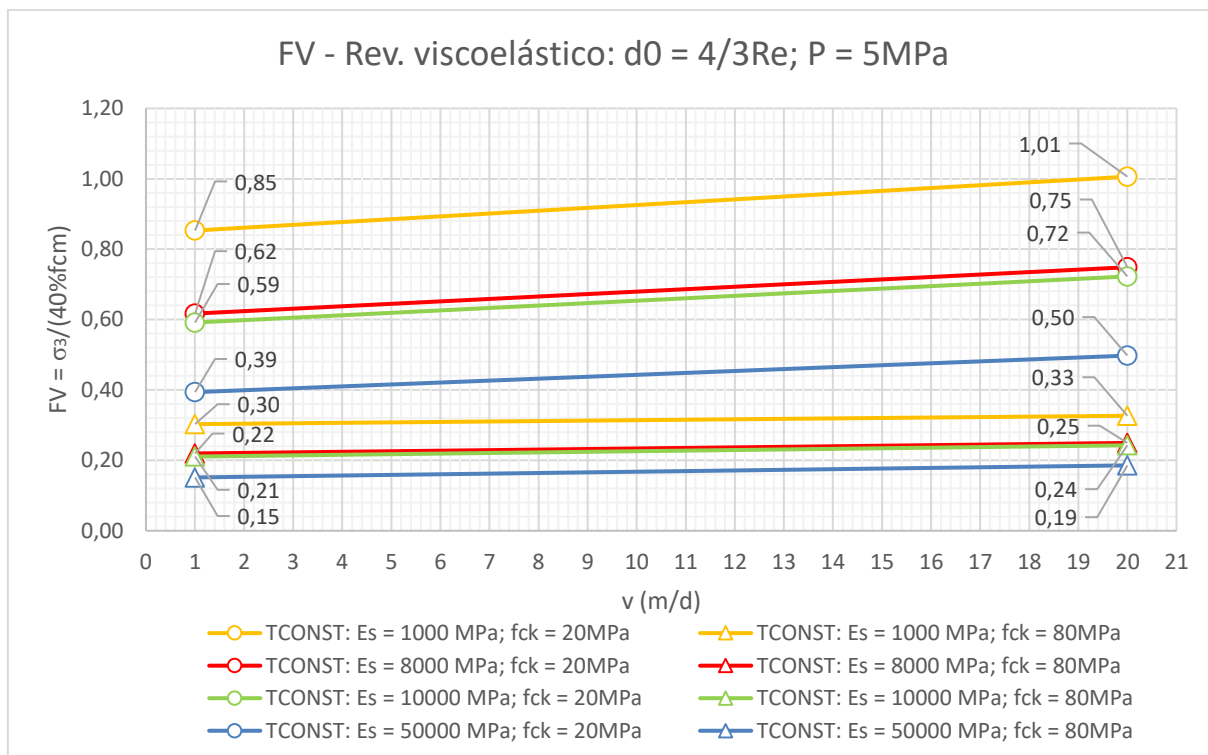


Figura 7.36 – fator de validação  $d_0=4/3Re$ ;  $P=5MPa$

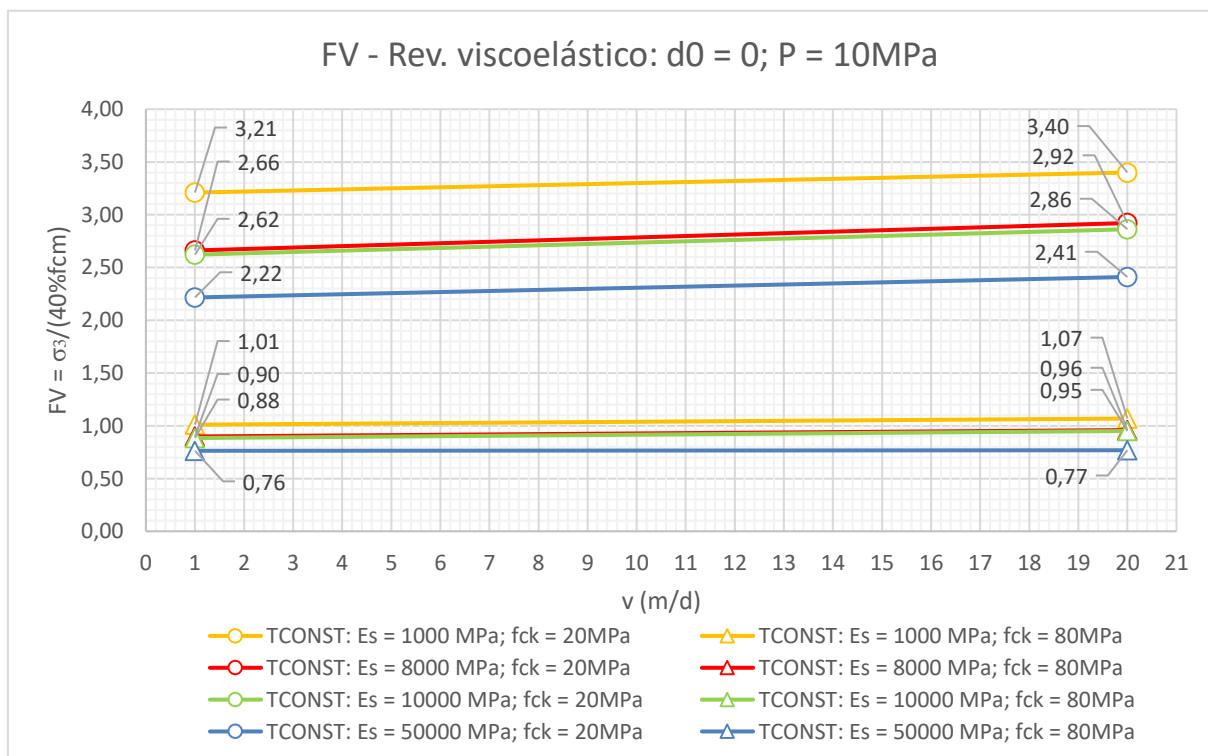


Figura 7.37 – fator de validação  $d_0=0$ ;  $P=10MPa$

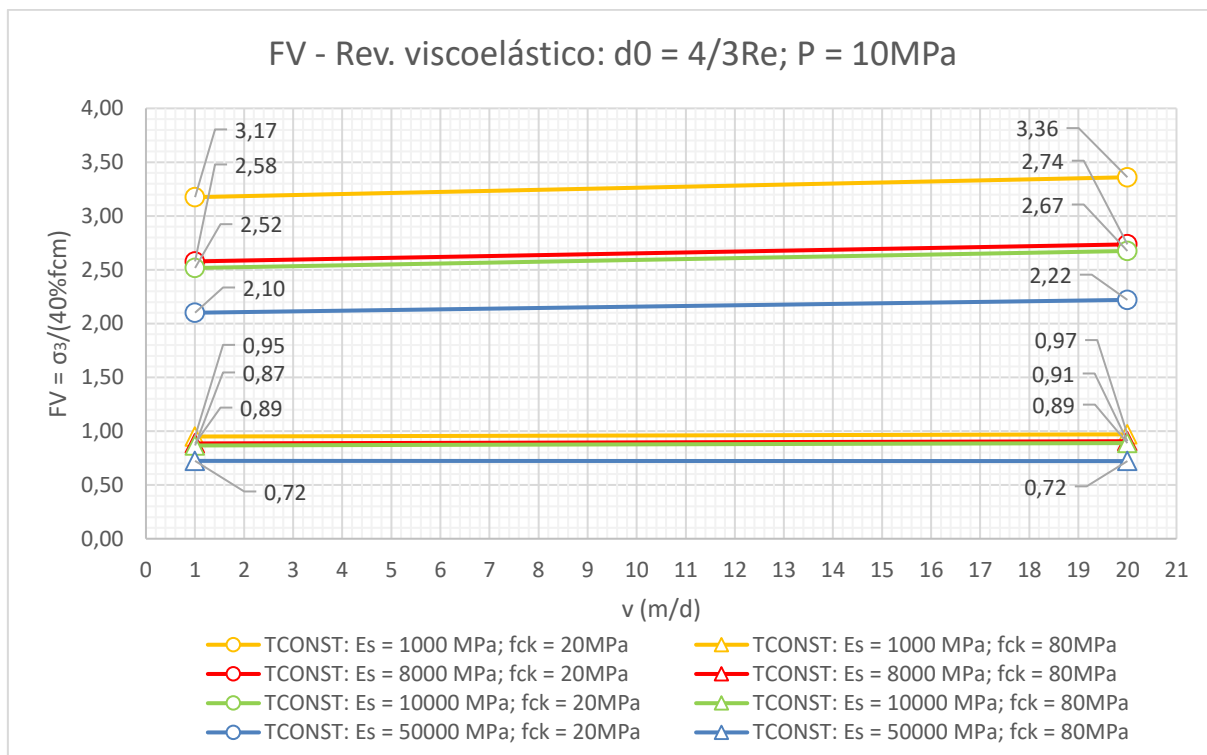


Figura 7.38 – fator de validação  $d_0=4/3Re$ ;  $P=10\text{MPa}$

Evidentemente que quanto menor  $d_0$  e maior  $v$  maior será o FV, uma vez que sendo as deformações menores, maiores serão as pressões externas sobre o revestimento e, portanto, maiores tensões internas no mesmo. Também quanto maior o  $P$ , maiores serão as tensões internas no revestimento e, portanto, maior será o FV. E quanto menor o  $f_{ck}$  maior será o FV. Cabe salientar que a espessura do revestimento diminui as deformações por fluência e retração através do aumento da espessura fictícia. Através dos resultados acima, mesmo com um revestimento de  $10\%Re$  (comumente utilizado na prática de túneis), pode-se ver que o fator de validação é um grande limitante da utilização da formulação do CEB-MC90, principalmente para túneis muito profundos, com resistência à compressão do concreto baixa. A principal consequência de não se respeitar esse limite é subestimar as deformações devido a não-linearidade da fluência frente ao nível de tensões. Porém, para quantificar essa incerteza seria necessário ter uma formulação que considerasse a não-linearidade entre a fluência e o nível de tensão.

## 7.6 ANÁLISES DE TÚNEIS GÊMEOS

Túneis gêmeos só podem ser estudados através de modelos 3D ou modelos bidimensionais em estado plano de deformações. Nesse capítulo, será mostrado algumas análises considerando o modelo 3D com ativação/desativação dos elementos finitos. A primeira análise procurou ver a influência da distância entre os túneis. Para tanto, foram utilizados os parâmetros que constam na Tabela 7.8.

Tabela 7.8 - parâmetros para análise em elasticidade do modelo de túneis gêmeos sem revestimento

PARÂMETROS	SÍMBOLO	UNIDADE	VALORES			
TÚNEIS LONGITUDINAIS						
Raio externo	Re	cm	100	-	-	-
Passo de escavação	p	cm	1/3Re	-	-	-
Distância entre eixos dos túneis	d1	cm	4Re	6Re	10Re	20Re
MODELO						
Pressão geostática hidrostática	pr	MPa	5	-	-	-
MACIÇO						
Módulo de elasticidade	Es	MPa	1000	-	-	-
Coefficiente de Poisson	vs	adm	0,498	-	-	-

A Figura 7.39 ilustra os resultados obtidos.

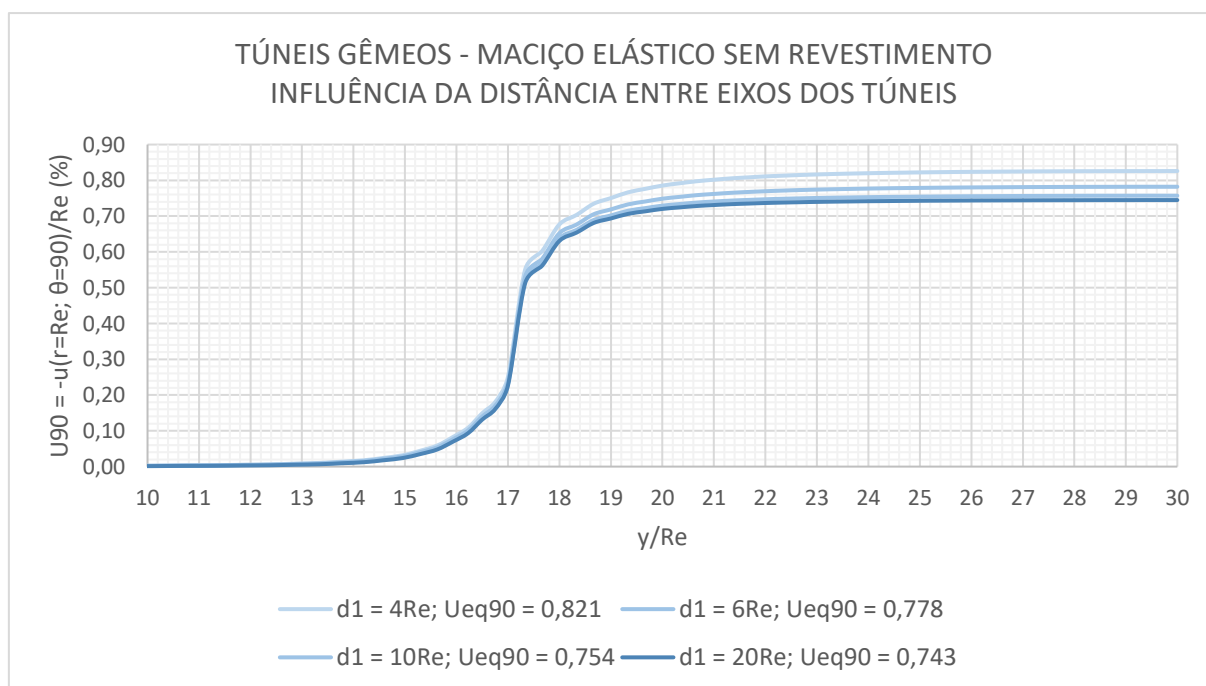


Figura 7.39 – túneis gêmeos – maciço elástico sem revestimento: influência da distância entre eixos dos túneis no perfil de convergências

Comparando os perfis de convergência da Figura 7.39 com o primeiro perfil da Figura 7.6, pode-se ver que a partir de  $20Re$  de distância entre eixos não há mais influência entre os túneis longitudinais. Além disso, apenas a partir de  $6Re$  é que a diferença nas deformações começa a ser significativa (acima de 5%) chegando a cerca de 10% a mais quando a distância entre eixos é de  $4Re$ . Contudo há uma sutileza na forma de medição da convergência quando se trata de túneis duplos. O perfil de convergências da Figura 7.39, tal como o da Figura 7.6, foi montado a partir de um corte longitudinal vertical (a 90 graus) que passa pelo eixo do túnel. Porém, devido a proximidade dos túneis há uma alteração no campo de deformações, fazendo com que a convergência deixe de ser puramente radial, o que faz com que a máxima deformação fique 15% a mais do que apenas um túnel e ocorrendo a cerca de 120 graus, conforme ilustra a Figura 7.40.

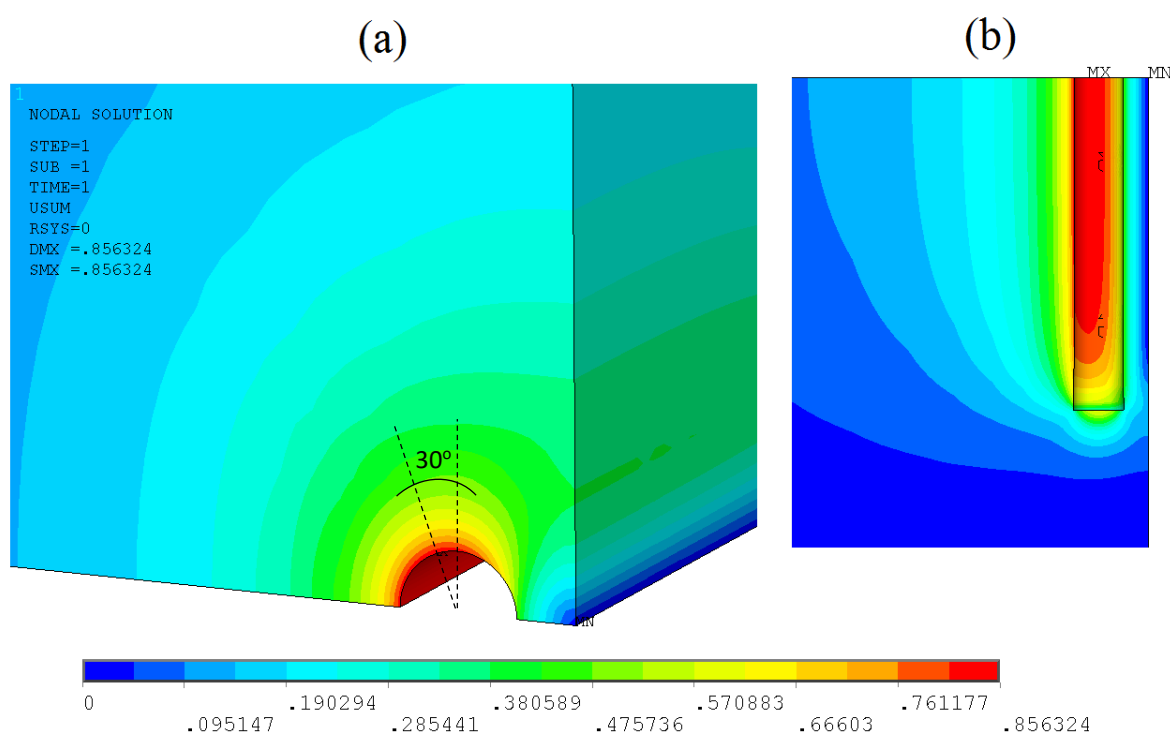


Figura 7.40 – campo de deslocamentos em túneis gêmeos ( $d1 = 4Re$ ), maciço elástico sem revestimento (a) vista 3D, (b) vista inferior

Quando se considera o revestimento elástico, nota-se o mesmo comportamento do desvio do campo de deformações e a mesma diferença entre  $U_{eq90}$  e  $U_{eq120}$  em comparação com apenas um túnel. A Figura 7.41 mostra o perfil de convergências para esse caso com revestimento elástico com  $E_r = 30000\text{MPa}$ .

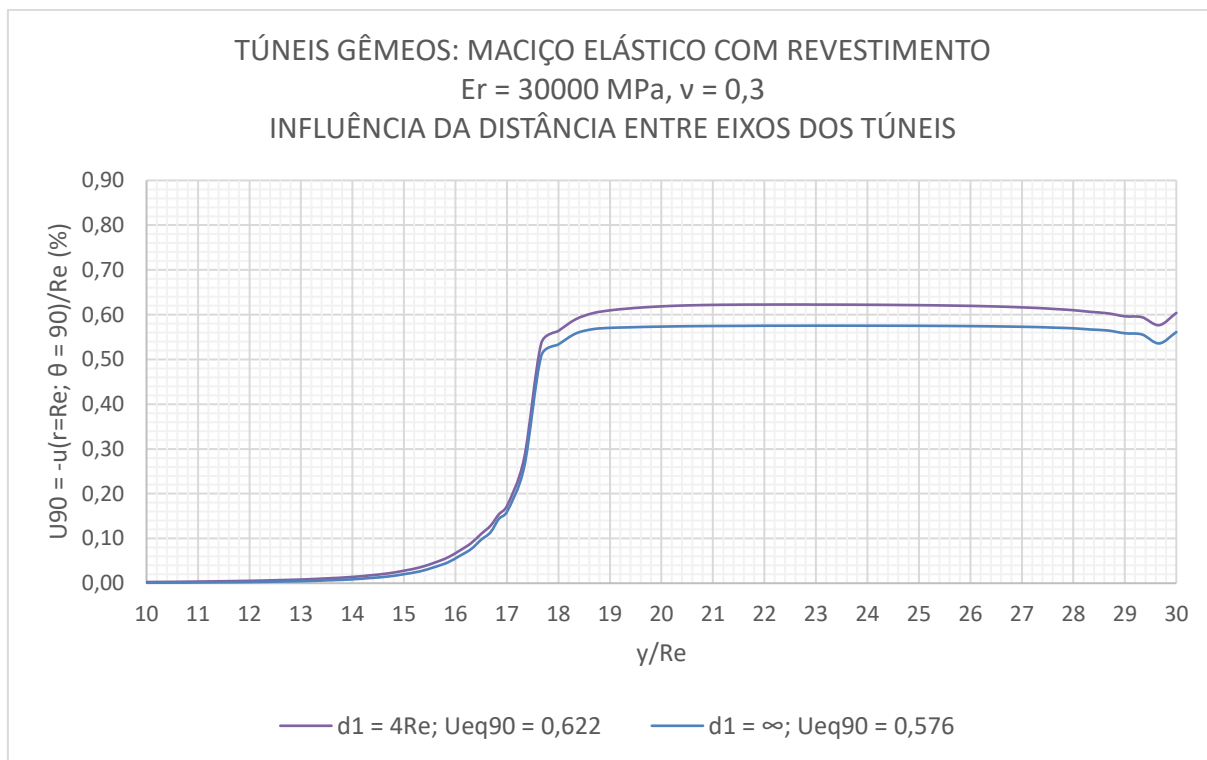


Figura 7.41 – túneis gêmeos – elasticidade com revestimento: influência da distância entre eixos ( $d1=4Re$ ) dos túneis no perfil de convergências

Para as análises em viscoplasticidade com revestimento viscoelástico foram adotados os parâmetros da Tabela 7.9. É adotado a distância entre eixos de túneis longitudinais de  $4Re$ . Essa distância foi escolhida pois é a que apresenta a maior diferença em elasticidade.



Tabela 7.9 – parâmetros para análise dos túneis gêmeos

PARÂMETROS	SÍMBOLO	UNIDADE	VALORES
TÚNEL			
Raio externo do túnel	Re	cm	500
Raio interno do túnel	Ri	cm	480
Dimensão não suportada	d0	adm	0,00
Distância entre eixos dos túneis	d1	cm	4Re
Passo de escavação	p	adm	1/3Re
Pressão geostática hidrostática	pr	MPa	5
Velocidade de avanço do túnel	v	m/dia	1
MACIÇO			
Módulo de elasticidade	Es	MPa	1000
Coefficiente de Poisson	vs	adm	0,4
Coesão plasticidade de Tresca	Ctr	MPa	1
Coesão equivalente de von-Mises	Cvm	MPa	0,86602
Coefficiente de viscosidade (GEOMECC91)	$\eta$	dia	94,50
Coefficiente (GEOMECC91)	n	adm	1
Critério de referência (GEOMECC91)	F0	MPa	1
Coefficiente de viscosidade (ANSYS)	$\gamma$	1/dia	0,01832
Coefficiente (ANSYS)	m	adm	1
REVESTIMENTO			
Resistência característica à compressão	fck	MPa	20
Módulo de elasticidade	Er	MPa	30303,4
Coefficiente de Poisson	vr	adm	0,2
Coefficiente que depende do tipo de cimento	s	adm	0,2
Umidade relativa do ambiente	RH	%	70
Espessura fictícia	hf	cm	40,83
Idade do concreto no final da cura	ts	dia	7
Coefficiente que depende do tipo de cimento	$\beta_{sc}$	adm	8
Temperatura	Temp	oC	20
Coefficiente que depende do tipo de cimento	$\alpha$	adm	1
Idade do concreto no início do carregamento	t0	dia	1
Tempo final para ajuste da cadeia	tinf	dia	3000
No. De pontos por década do ajuste	ndec	um	10

A Figura 7.42 e Figura 7.43 ilustram, respectivamente, o perfil de convergências considerando o maciço elástico e plástico com revestimento elástico, respectivamente. Já a Figura 7.44 e Figura 7.45 ilustram o perfil de convergências considerando o maciço viscoplástico com revestimento elástico e viscoelástico, respectivamente.

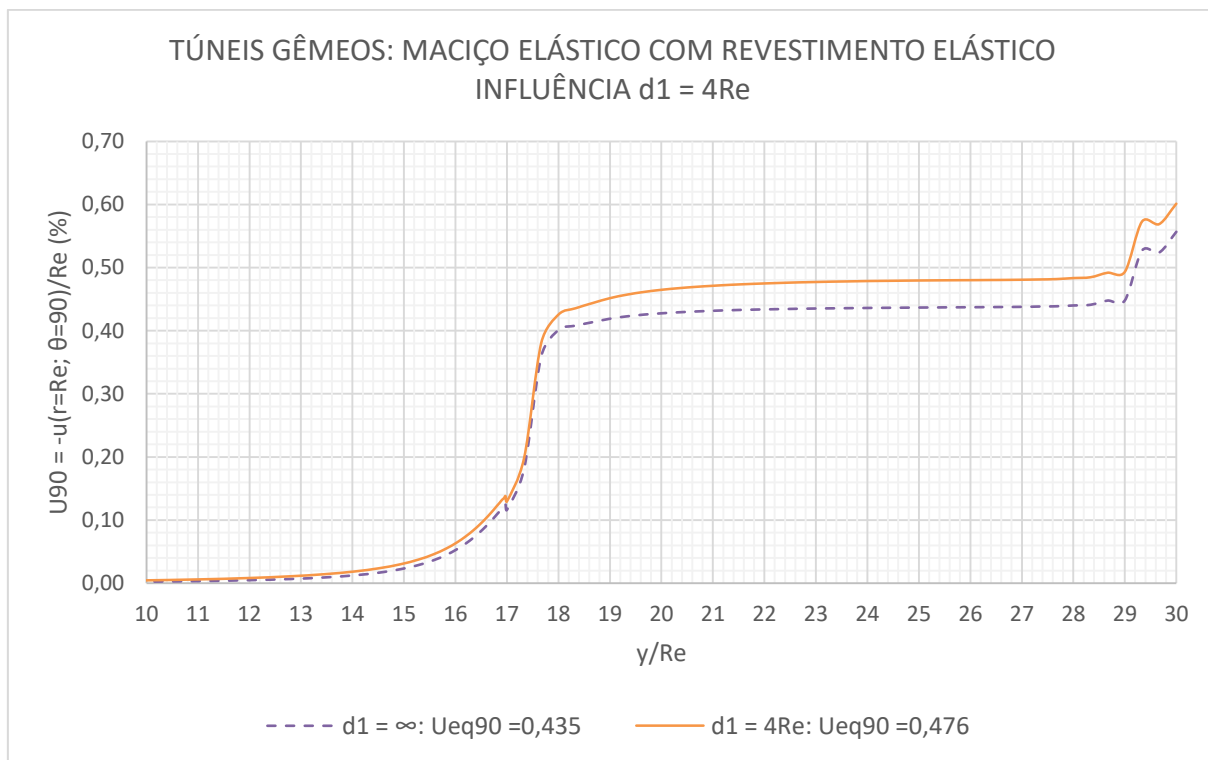


Figura 7.42 – túneis gêmeos: maciço elástico com revestimento elástico, influência  $d1 = 4Re$ ;

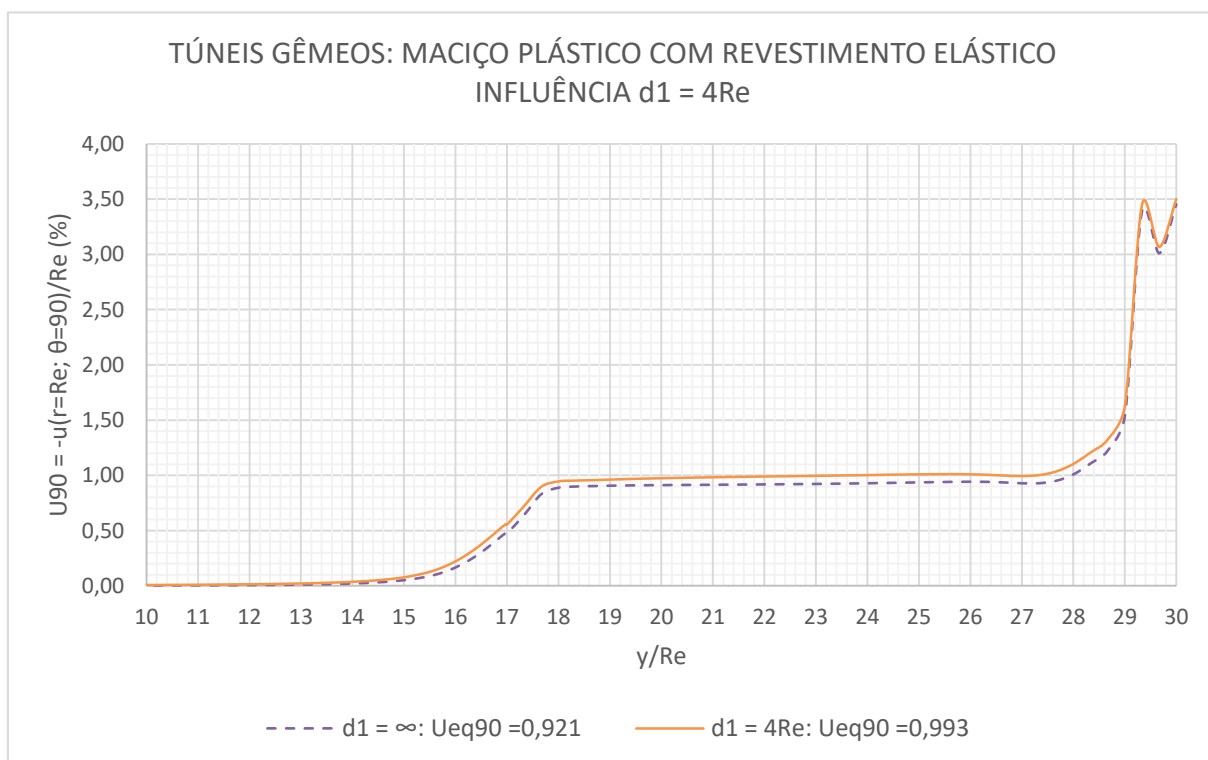


Figura 7.43 – túneis gêmeos: maciço plástico com revestimento elástico, influência  $d1 = 4Re$

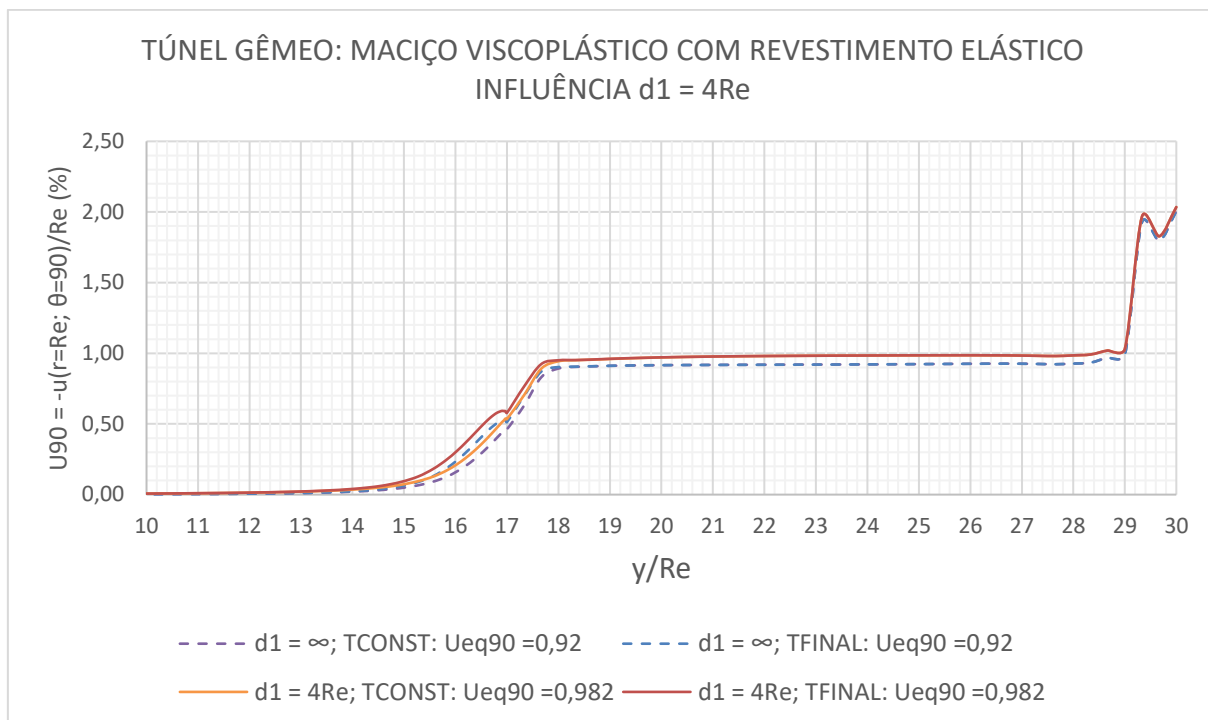


Figura 7.44 – túneis gêmeos: maciço viscoplastico com revestimento elastico, influência  $d1 = 4Re$

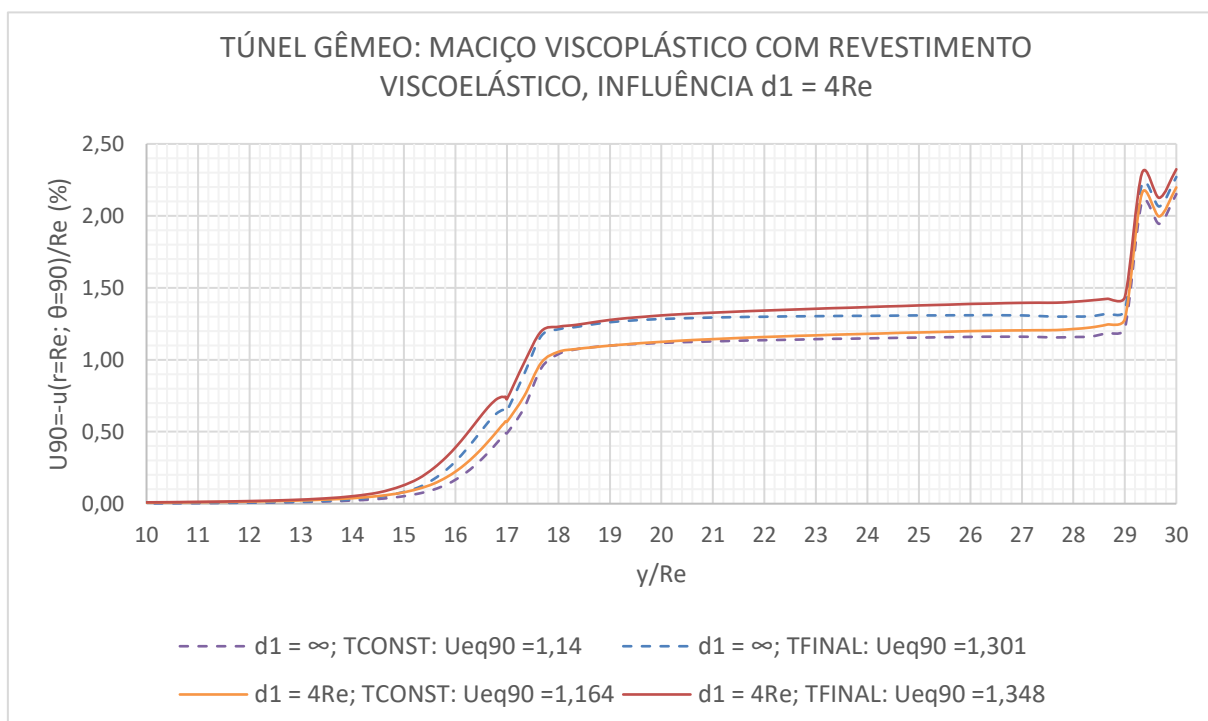


Figura 7.45 – túneis gêmeos: maciço viscoplastico com revestimento viscoelastico, influência  $d1 = 4Re$

Dos resultados acima tem-se algumas conclusões:

- a) a diferença causada pela presença do túnel gêmeo foi de: 9% para o maciço elástico com revestimento elástico; 8% para o maciço plástico com revestimento elástico; 7% para o maciço viscoplástico com revestimento elástico; 4% para o maciço viscoplástico com revestimento viscoelástico;
- b) no maciço viscoplástico, em comparação com o revestimento elástico, o revestimento viscoelástico aumenta as deformações em cerca de 20% no final da construção do túnel (TCONST) e cerca de 40% no tempo final da análise (TFINAL).

Nesses casos pode-se ver que a presença do segundo túnel afeta a convergência não mais do que 10%. Sendo que se deve novamente levar em conta o desvio do campo de deformações, elevando essa diferença em não mais do que 15%. Como a diferença nas deformações, devido a proximidade do túnel, é maior para modelos elásticos e plásticos pode-se utilizá-los para cálculos superestimados da diferença obtida com modelos viscosos. Ainda sim, essas análises confirmam a importância na magnitude das deformações considerando o revestimento viscoelástico ao invés do revestimento elástico, tal como nas análises axissimétricas. Sendo, nesse exemplo, mais importante do que a proximidade dos túneis gêmeos.

Uma outra questão que foi medida nessa análise é o tempo de processamento dos modelos. A Tabela 7.10 resume esse tempo (considerando processador Intel(R) Core(TM) i7 CPU 920 2,67 GHz com memória RAM de 20Gb sem opção de paralelização).

Tabela 7.10 – tempo de processamento aproximado para os modelos

MODELO	MACIÇO	REVESTIMENTO	TEMPO PROCESSAMENTO (s)
Axissimétrico	Viscoplástico	Elástico	360
	Viscoplástico	Viscoelástico	540
3D	Elástico	Elástico	8900
	Plástico	Elástico	9500
	Viscoplástico	Elástico	17500
	Viscoplástico	Viscoelástico	39200
	Elástico	Elástico	16500
	Plástico	Elástico	18700
3D GÊMEOS	Viscoplástico	Elástico	33900
	Viscoplástico	Viscoelástico	75800

## 7.7 ANÁLISES EM ELASTICIDADE DA INFLUÊNCIA DAS GALERIAS EM TÚNEIS GÊMEOS SEM REVESTIMENTO

Como as análises 3D possuem um tempo de processamento bastante alto, optou-se por fazer o estudo das galerias apenas em elasticidade. O intuito dessa análise é ter uma ideia da influência das galerias transversais no perfil de convergências dos túneis longitudinais. Portanto foram escolhidos os mesmos dados da Figura 7.6, porém com a presença das galerias. A Tabela 7.11 resume os parâmetros utilizados nessa análise.

Tabela 7.11 - parâmetros para análise de túneis gêmeos com galerias transversais em elasticidade sem revestimento

PARÂMETROS	SÍMBOLO	UNIDADE	VALORES		
TÚNEL LONGITUDINAL					
Raio externo	Re	cm	100	-	-
Passo de escavação	p	cm	1/3Re	-	-
Distância entre eixos dos túneis	d1	cm	4Re	6Re	16Re
GALERIA TRANSVERSAL					
Raio externo	Re1	2p	3p	-	-
Distância entre galerias	d2	80p	-	-	-
MODELO					
Pressão geostática hidrostática	pr	MPa	5	-	-
MACIÇO					
Módulo de elasticidade	Es	MPa	1000	-	-
Coefficiente de Poisson	vs	adm	0,498	-	-

Nesse caso foi necessário aumentar a distância entre as galerias de 40p (Figura 7.4) para 80p, de modo que não houvesse a influência entre as galerias. A Figura 7.46 e a Figura 7.47 mostram o efeito da galeria no perfil de convergências a 90 graus dos túneis longitudinais. Pode-se notar que as galerias criam uma zona de influência de aproximadamente 10Re1 para cada lado dentro dos túneis longitudinais. Nota-se também que a dimensão dessa zona de influência não depende da distância entre eixos dos túneis longitudinais, mas do raio da galeria transversal. Além disso, a deformação máxima ocorre no encontro da galeria com o túnel longitudinal sendo que essa deformação foi 13% a mais que a convergência ao equilíbrio para  $Re1 = 2p = 2/3Re$  e 28% a mais para  $Re1 = 3p = Re$ . A Figura 7.48, mostra o campo de deslocamentos da região de encontro do túnel com a galeria com deformações acima de 5% da convergência ao equilíbrio.

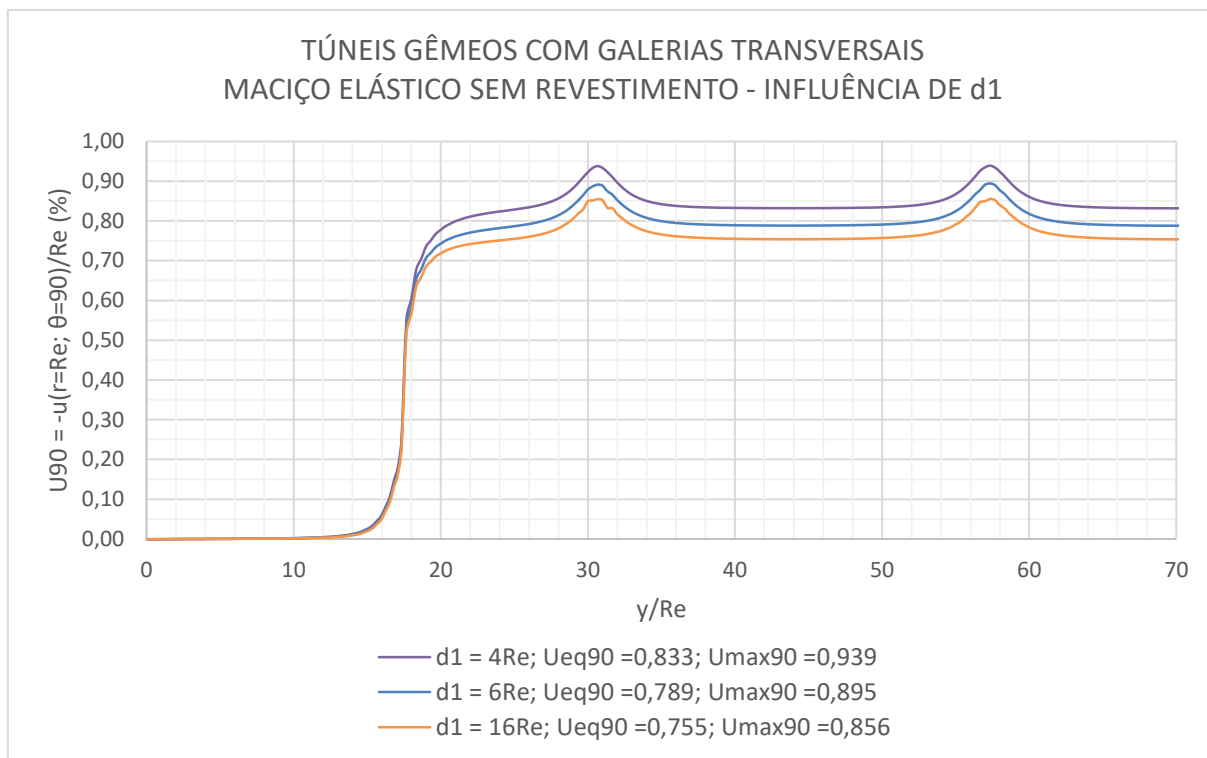


Figura 7.46 – túneis gêmeos com galerias transversais, maciço elástico sem revestimento– influência de  $d1$

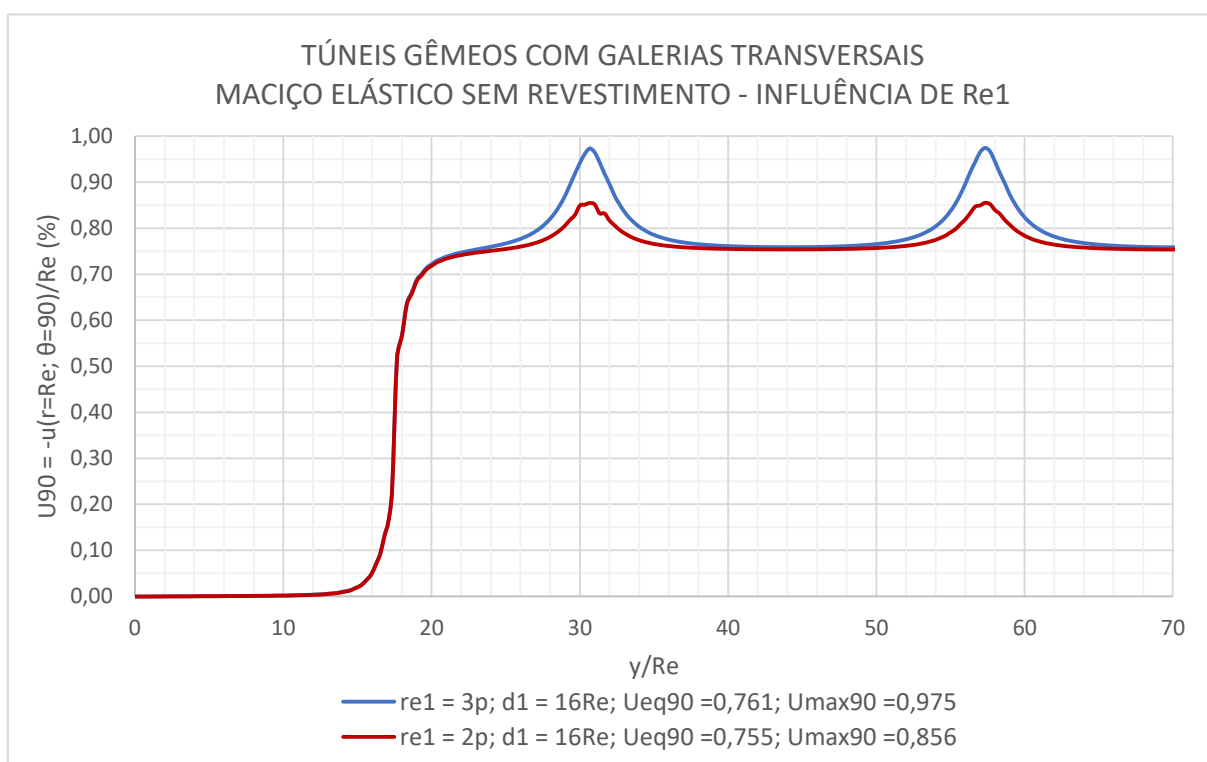


Figura 7.47 – túneis gêmeos com galerias transversais, maciço elástico sem revestimento– influência de  $Re1$

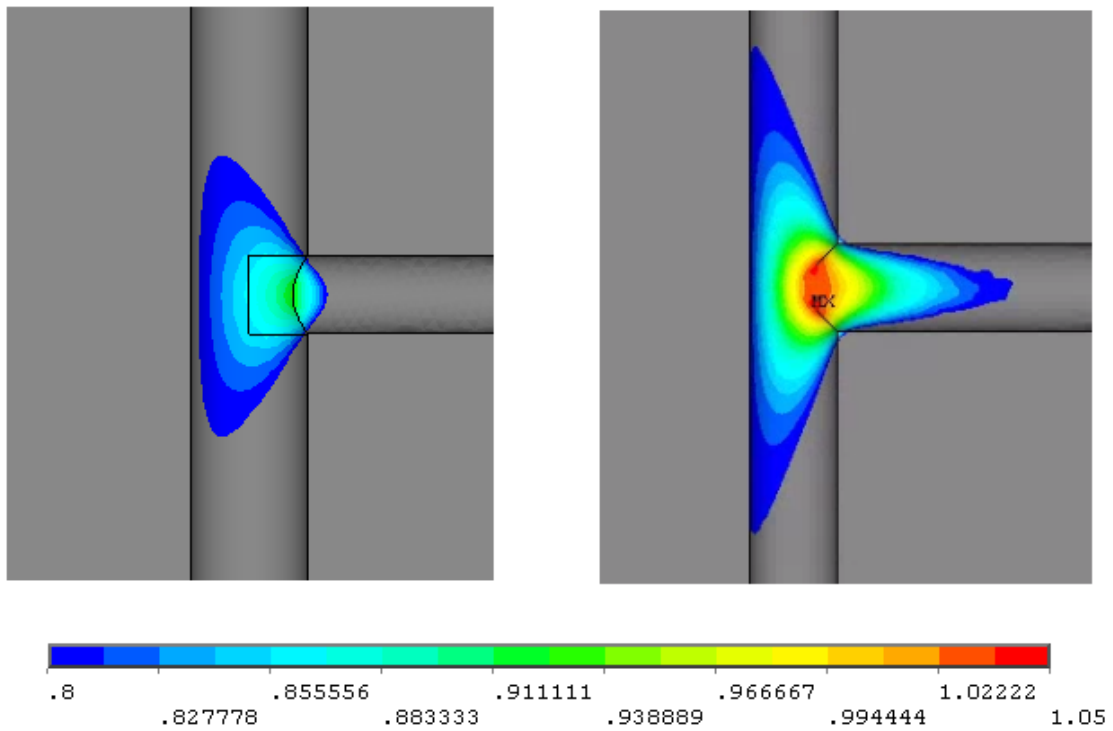


Figura 7.48 – vista inferior do campo de deslocamentos dos túneis gêmeos na região de encontro da galeria com o túnel longitudinal, maciço elástico sem revestimento ( $d_1=4Re$ ). Apenas deformações maiores do que  $1,05 U_{eq}$  do túnel longitudinal (a)  $Re_1 = 2/3Re$ , (b)  $Re_1 = Re$

## 8 – CONCLUSÕES

O presente trabalho teve como objetivo principal obter perfis de convergências para determinar a magnitude e influência dos efeitos de longo prazo em túneis profundos, incluindo túneis gêmeos, considerando o comportamento viscoso dos materiais, em especial do revestimento de concreto. Para tanto, foi desenvolvido *scripts* para análise de túneis no *software* ANSYS customizando o comportamento diferido no tempo do concreto. Esse comportamento considerou a retração e fluência conforme a formulação do CEB-MC90 adaptada a teoria da solidificação de Bazant e Prasannan (1989<sup>a</sup>, 1989<sup>b</sup>). Durante o trabalho foram feitas uma série de validações com soluções analíticas e com o *software* GEOMECC91 considerando maciço elástico, plástico e viscoplástico sem e com revestimento elástico. Na sequência foram feitas análises em axissimetria e 3D considerando o revestimento viscoelástico. No final, foram feitas algumas análises da influência das galerias transversais em túneis gêmeos considerando o maciço elástico sem revestimento.

Primeiramente, através da validação com o GEOMECC91, pode-se concluir que o ANSYS pode ser utilizado com sucesso nas análises de túneis. Os resultados considerando comportamentos elástico, plástico e viscoplástico do maciço com ou sem revestimento elástico demonstraram excelente concordância com as soluções analíticas e com o código implementado no GEOMECC91. Até a versão utilizada (v17.1), o ANSYS não possui superfície de plastificação clássicas comuns em geomecânica (como Tresca e Mohr-Coulomb). Contudo, no presente trabalho foi apresentada a utilização da expressão (4.9) que faz a aproximação entre von-Mises e Tresca, considerando a superfície do primeiro inscrita no último.

Durante esse trabalho foi visto que a adaptação da formulação da fluência com a teoria da solidificação de Bazant & Prasannan (1989<sup>a</sup>, 1989<sup>b</sup>) é fundamental para simular o efeito da superposição dos efeitos sem a necessidade de guardar o histórico de tensões ao longo da solução numérica. Porém, concluiu-se que essa adaptação só é possível se, na formulação utilizada, houver a separação entre o fator que depende da idade do carregamento do fator que depende do envelhecimento do concreto. Tal característica é vista na formulação do CEB-MC90, mas não em códigos mais recentes, como por exemplo, o atual Fédération Internationale du Béton (2010).

Através dos estudos bidimensionais em axissimetria pode-se confirmar a importância em considerar a viscosidade dos materiais na solução, em especial do revestimento de concreto.



Para os exemplos utilizados nas análises, o revestimento viscoelástico apresentou convergências ao equilíbrio de 40% e 19% a mais, para  $d_0=0$  e  $d_0=4/3R_e$  respectivamente, do que o revestimento elástico. Além disso, o concreto de maior resistência também apresentou menos diferença de convergência entre o tempo final da construção do túnel e no longo prazo, na média, 13% ( $f_{ck}=20\text{MPa}$ ) e 5% ( $f_{ck}=80\text{MPa}$ ).

Outro aspecto importante visto na análise axissimétrica é o nível de tensões no revestimento. Mesmo com uma espessura de 10% do raio externo, o revestimento, no exemplo estudado, apresentou níveis altos de tensões internas frente ao limite da formulação do CEB-MC90. Principalmente para os casos de maior profundidade do túnel e menor resistência do revestimento. Esse aspecto faz com que os resultados subestimem as deformações devido a não linearidade entre a fluência e o nível de tensões. Nesse aspecto, é fundamental, para uso e predição desse modelo, verificar o nível de tensões no revestimento.

Na análise de túneis gêmeos pode-se concluir que a distância entre eixos de túneis longitudinais passa a ser importante, ou seja, influência mais do que 5% nas convergências, quando essa distância é menor do que  $6R_e$ . Também foi constatado uma mudança no campo de deformações no entorno dos túneis, causando um afastamento do comportamento radial das deformações com uma diferença máxima na deformação de 15% a mais com relação a apenas uma seção. Também foi visto que, pelo menos nos exemplos utilizados nesta análise, a diferença na convergência devido a presença do túnel gêmeo, com revestimento elástico, é maior em maciço elástico (9%) do que plástico (8%) e viscoplástico (7%), sendo que quando é utilizado um revestimento viscoelástico essa diferença é menor ainda (4%). Isso indica que a diferença pode ser estudada em modelos elásticos de forma conservadora. Além disso, considerando apenas maciço viscoplástico, o revestimento viscoelástico aumenta as deformações em cerca de 20% no final da construção do túnel (TCONST) e cerca de 40% no tempo final da análise (TFINAL) em relação ao revestimento elástico.

Foi constatado também o enorme custo computacional dos modelos tridimensionais. Por exemplo, enquanto que o modelo axissimétrico leva 9 minutos para processar (utilizando um *desktop* com processador Intel(R) Core(TM) i7 CPU 920 2,67 GHz com memória RAM de 20Gb), o modelo 3D consome 11 horas de processamento no mesmo problema (maciço viscoplástico e revestimento viscoelástico), sendo cerca de 22 horas para o modelo de túneis gêmeos sem galerias transversais. Essa diferença torna o modelo axissimétrico extremamente atrativo na hora de estudar a influência da viscosidade do revestimento em túneis profundos e,

portanto, foi o *script* escolhido para constar nos apêndices desse trabalho. Em vista desse custo computacional foi também decidido analisar o modelo dos túneis gêmeos com galerias transversais apenas em elasticidade sem o revestimento. Nesse estudo das galerias transversais, foi constatada uma zona de influência de  $10Re_1$  para cada lado no interior do túnel longitudinal (sendo  $Re_1$  o raio das galerias) causando um pico de deformações que podem chegar em até 30% a mais do que a convergência ao equilíbrio do túnel longitudinal, concentrado na região de ligação entre a galeria e o túnel longitudinal.

Como sugestões para trabalhos futuros na linha dessa dissertação pode-se citar:

- a) adaptar a teoria da solidificação de Bazant & Prasannan (1989<sup>a</sup>, 1989<sup>b</sup>) à formulações de códigos mais recentes para a fluência e retração do concreto, onde não há a separação entre os fatores que dependem da idade do concreto e da idade da carga;
- b) customizar o *software* ANSYS com modelos de maciços comuns em geomecânica, como por exemplo, Mohr-Coulomb;
- c) realizar estudos sobre a sensibilidade do perfil de convergências frente aos diversos fatores que afetam a fluência e a retração, como por exemplo, a umidade, a temperatura e o tipo de cimento;
- d) realizar estudos da região de encontro entre as galerias e os túneis longitudinais considerando o revestimento. Principalmente a diferença entre considerar o revestimento elástico e viscoelástico;
- e) utilizar e testar o recurso de paralelização contido no ANSYS em busca de eficiência para os modelos 3D;
- f) uma vez que o modelo 3D é o mais abrangente, é possível fazer estudos do comportamento à longo prazo considerando o túnel superficial. Principalmente a influência na magnitude das deformações na bacia de assentamento considerando o revestimento de concreto;

## REFERÊNCIAS

AMARAL, M. J. S. **Análise dos resultados de observação dos túneis do metropolitano de Lisboa**, 2006. 332 f. Dissertação (Mestrado) – Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, Porto. 2006.

AMERICAN CONCRETE INSTITUTE. **Report on Factors Affecting Shrinkage and Creep of Hardened Concrete**. Report No. ACI 209 1R-05, ACI Manual of concrete practice, 2005.

ANSYS, Inc. **Element Reference**. Release 12.0, 2009.

\_\_\_\_\_. **ANSYS Mechanical APDL Theory reference**. Release 15.0, 2013<sup>a</sup>.

\_\_\_\_\_. **ANSYS Mechanical APDL Structural Analysis Guide**. Release 15.0, 2013<sup>b</sup>.

\_\_\_\_\_. **ANSYS Mechanical APDL Programmer's Reference**. Release 15.0, 2013<sup>c</sup>.

\_\_\_\_\_. **ANSYS Mechanical User's Guide**. Release 15.0, 2013<sup>d</sup>.

BARTON, N.; LIEN, R.; LUDE, J. Engineering classification of rock masses for the design of tunnel support. **Rock Mechanics**, v. 6, p. 189-236, 1974.

BAZANT, Z. P.; PRASANNAN, S. Solidification theory for concrete creep I: formulation. **Journal of engineering mechanics**, v. 115, n. 8, p. 1691-1703, 1989<sup>a</sup>.

\_\_\_\_\_. Solidification theory for concrete creep II: verification and application. **Journal of engineering mechanics**, v. 115, n. 8, p. 1691-1703, 1989<sup>b</sup>.

BAZANT, Z. P.; MURPHY, W. P. Prediction of concrete creep and shrinkage: past, present and future. **Nuclear Engineering and Design**, v. 203, p. 27-38, 2001.

BERNAUD, D. **Tunnels profonds dans les milieux viscoplastiques**: approches expérimentale et numérique. 1991. 387 f. Tese (Doutorado) – École Nationale des Ponts et Chaussées, Paris. 1991.

BERNAUD, D.; ROUSSET, G. La « nouvelle méthode implicite » pour l'étude du dimensionnement des tunnels. **Revue Française de Géotechnique**, p. 5–26, jul. 1992.

BERNAUD, D.; BENAMAR, I.; ROUSSET, G. La « nouvelle méthode implicite » pour le calcul des tunnels dans les milieux élastoplastiques et viscoplastiques. **Revue Française de Géotechnique**, n. 68, 3<sup>o</sup> trimestre, p. 3-19, 1994.

BIENIAWSKI, Z. T. **Engineering rock mass classifications**: a complete manual for engineers and geologists in mining, civil, and petroleum engineering. New York: John Wiley & Sons, Inc. 1989.

BINGHAM, E.C. **Fluidity and Plasticity**. McGraw-Hill, New York, 1922.

BOBERMIN, M. P. **Análise Paramétrica do Comportamento de Túneis Profundos Escavados em Rocha e Reforçados com Tirantes Passivos**, 2014. 82 f. Dissertação (Mestrado) – Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre. 2014.

BRADY, B.; BROWN, E. **Rock mechanics for underground mining**. 3. ed. New York: Kluwer Academic Publishers, 2004.

BYFORS, J., **Plain concrete at early ages**. Swedish Cement and Concrete Institute, Stockholm, 1980.

CHAPRA, S. C.; CANALE, R. P. **Métodos numéricos para engenharia**. 5<sup>a</sup> ed, São Paulo: McGraw-Hill, 2008.

COMITÉ EURO-INTERNATIONAL DU BÉTON. **CEB-FIP Model Code 1990**. Thomas Telford: London, 1993.

CORBETTA, F. **Nouvelles méthodes d'étude des tunnels profonds: calculs analytiques et numériques**. 1990. 188 f. Tese (Doutorado) – École Nationale Supérieure des mines, Paris. 1990.

COSTA, A. **Uma aplicação de métodos computacionais e princípios de mecânica das rochas no projeto e análise de escavações subterrâneas destinadas à mineração subterrânea**. 1984. Tese (Doutorado) - Coppe/UFRJ, 1984.

COUTO, E. C. **Um modelo tridimensional para túneis escavados em rocha reforçada por tirantes passivos**, 2011. 143 f. Tese (Doutorado) – Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre. 2011.

CRISFIELD, M. A. A fast and incremental/iterative solution procedure that handles snap-through. **Computers & Structures**, v. 13. p.55-62, 1981.

DIAS, M. M. **Análise numérica de vigas mistas aço-concreto pelo método dos elementos finitos: efeitos de longa duração**, 2013. 177 f. Dissertação (Mestrado) – Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre. 2013.

DIAS, M. M.; TAMAYO, J. L. P.; MORSCH, I. B.; AWRUCH, A. M. Time dependent finite element analysis of steel-concrete composite beams considering partial interaction. **Computers and Concrete**, v. 15, n. 4, p. 687-707, 2015.

EGGERT, G. M.; DAWSON, P. R.; MATHUR, K. K. An adaptive descent method for nonlinear viscoplasticity. **International Journal for Numerical Methods in Engineering**, v. 31, p. 1031-1054, 1991.

EISENSTEIN, Z.; HEINZ, H.; NEGRO, A. On three-dimensional ground response to tunneling. In: LO, K. Y. (Org.). **Tunneling in soil and rock**. New York: American Society of Civil Engineers, p. 107-127, 1984.

FANOURLAKIS, G. C.; BALLIM, Y. Predicting creep deformation of concrete: a comparison of results from different investigations. In: 11<sup>th</sup> FIG SYMPOSIUM ON DEFORMATION MEASUREMENTS, 11., 2003. Santorini, Greece. **Proceedings...** Santorini, Greece: 2003.

FÉDÉRATION INTERNATIONALE DU BÉTON. **Fib Model Code 2010**. Final Draft. v. 1, (Bulletins 65), 2012. p. 350.

FENNER, R. **Untersuchungen zur Erkenntnis des Gebirgsdruckers**, Glükauf: Essen, 1938.

FIORI, P. M. C. V. **Um modelo tridimensional de elementos finitos para túneis com revestimento em concreto projetado e pré-moldado**. 2015. 118 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2015.

FRANÇA, P. T. **Estudo Do Comportamento De Túneis - Análise Numérica Tridimensional com Modelos Elasto-Plásticos**, 2006. 206 f. Dissertação (Mestrado) – Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, São Paulo. 2006.

GERE, J. M. **Mechanics of Materials**. Belmont: Brooks/Cole Thomson Learning, 2004.

HANAFY, E. A.; EMERY, J. J. Advancing face simulation of tunnel excavations and lining placement. In: CANADIAN ROCK MECHANICS SYMPOSIUM – UNDERGROUND ROCK ENGINEERING, 13., 1980. Toronto. **Proceedings...** Toronto: Canadian Institute of Mining and Metallurgy, v. 22, p. 119-125, 1980.

HATT, W. K. Notes on the effect of time element in loading reinforced concrete beams. In: ASTM. **Proceedings.....**, p. 421-33, 1907.

HEINIÖ, M. **Rock Excavation Handbook**. Sandvik: Tamrock Corp., 1999.

HOEK, E.; BROWN, E. T. **Underground Excavations in Rock**. London: Institute of Mining and Metallurgy, 1980.

I.T.A. WORKING GROUP ON GENERAL APPROACHES TO THE DESIGN OF TUNNELS. Guidelines for the design of tunnels. **Tunnelling and Underground Space Technology**, v. 3, n. 3, 1988.

IFTIMIE, T. **Contributions to the concept and structural analysis of precast circular**

**linings for shield driven tunnels**, 1996. 93 f. Tese (Doutorado) - Technical university of civil engineering Bucharest, Bucharest. 1996.

KIRSCH, G. **Die theorie der elastizitat and die bedürfnisse der festigkeitslehre**. Z. Vereines Deutscher Ing. 42, p. 797-807. 1898.

KWIETNEWSKI, D.; HENN, R.; BRIERLEY, G. Versatility of roadheaders in tunnel construction. **T&UC - Tunneling & underground construction**, v. 5, n. 2, p. 17–21, 2011.

LAMÉ, G. **Leçons sur la théorie mathématique et l'élasticité des corps solides**. Bachelier, 1852.

LIZARZA, J. T. C. **Método de los elementos finitos para análisis estructural**. San Sebastián: UNICOPIA C. B., 2011.

LOMBARDI, G. Tunnel Support. **Advances in Rock Mechanics**, v. 1, p. 1518–1528, 1974.

MATSUO, S. An overview of the Seikan tunnel project. **Tunneling and Underground Space Technology**, v. 1, no. ¾, p. 323-331, 1986.

MINDESS, S.; YOUNG, J. F.; DARWIN, D. **Concrete**. 2. Ed. New Jersey: Prentice Hall, 2003.

MONTOYA, P. J.; MESGUER, A. G.; CABRE, F. M. **Hormigón armado**. 7. ed. Barcelona: Editorial Gustavo Gili, S. A., 1973.

MOREIRA, C. M. DA C. Túneis, uma herança ancestral rumo ao futuro. **A obra nasce: revista de Arquitetura da Universidade Fernando Pessoa**, p. 92–115, Jan. 2006.

NATIONAL HIGHWAY INSTITUTE. **Technical Manual for Design and Construction of Road Tunnels - Civil Elements.**, No. FHWA-NHI-10-034, 2009. Disponível em: <[https://www.fhwa.dot.gov/bridge/tunnel/pubs/nhi09010/tunnel\\_manual.pdf](https://www.fhwa.dot.gov/bridge/tunnel/pubs/nhi09010/tunnel_manual.pdf)>. Acesso em 04 Abr 2017.

OWEN J.; HINTON E. **Finite Elements in Plasticity – Theory and Practice**, Pinebridge Press, 1980.

PACHER, F. Deformationsmessungen im Versuchsstollen als Mittel zur Erforschung des Gebirgsverhaltens und zur Bemessung des Ausbaues. **Felsmechanik und Ingenieurgeologie, Supplementum IV**, 1964.

PANET, M.; GUELLEC, P. Contribution à l'étude du soutènement derrière le front de taille. In: 3rd CONGRESS OF THE INTERNATIONAL SOCIETY FOR ROCK MECHANICS, 1974. Denver. **Proceedings...** v. 2, part B.

PANET, M. **Le calcul des tunnels par la méthode convergence-confinement**. Presses de l'école nationale des Ponts et Chaussées, Paris, 1995.

PERZYNA P. Fundamental problems in viscoplasticity. **Advances in Applied Mechanics**, vol. 9, 1966.

PINTO, F.; WHITTLE, A. J. Ground movements due to shallow tunnels in soft ground. **ASCE Journal of Engineering Mechanics**, p. 1–42, 2000.

POTTS, D. M. **The effect of tunnel construction on adjacent structures and services**. Curso sobre Túneis em Meios Urbanos, Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade de Coimbra. 2001.

PRESS, W. H.; TEUKOLSKY, S. A.; VETTERLING, W. T. FLANNERY, B. P. **Numerical Recipes in Fortran 77: the art of scientific computing**. 2ed., v1, Cambridge: Cambridge University Press, 1997.

RILEM TECHNICAL COMMITTEES. Measurement of time-dependent strains of concrete. **Materials and Structures/Matériaux et Constructions**, v. 31, p. 507-512, 1998.

ROCHA, M. **Mecânica das rochas**. v. 1, Lisboa: LNEC, 1971.

ROSS, A. Creep of concrete under variable stress. **Journal of ACI Proceedings**, p. 739-758, 1958.

ROUSSET, G. **Comportement Mecanique des Argiles Profondes**: application au stockage de déchets radioactifs. 1988. Tese (Doutorado) – École Nationale des Ponts et Chaussées, Paris. 1988.

SÃO PAULO (Estado). Secretaria dos transportes de São Paulo. Departamento de estradas e rodagem. **Instrução de Projeto para elaboração de túneis subterrâneos (NATM)**. São Paulo, 2005.

SCHWEIZERHOF, K. H.; WRIGGERS, P. Consistent linearization for path following methods in nonlinear FE analysis. **Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering**, v.59, p.261-279, 1986

SHRESTHA, P. K. **Stability of tunnels subjecto to plastic deformation deformation - a contribution based on the cases from the Nepal Himalaya**, 2014. 124 f. Tese (Doutorado) - Norwegian University of Science and Technology, Trondheim. 2014.

SILVEIRA, E. B. S. Metrôs e túneis em solo. In: V CONGRESSO BRASILEIRO DE MECÂNICA DOS SOLOS E FUNDAÇÕES, ABMS, 1974, São Paulo. **Anais...** . São Paulo, 1974. v. 3, p. 23-96.

SMITH, D. K. **The geology and paleontology of the Caldecott tunnel's fourth bore II: the geology...and dealing with it**. Disponível em: <<http://www.ucmp.berkeley.edu/exhibits/caltrans/fourthbore2.php>>. Acesso em 04 Abr 2017.

SOUZA, J. N. V. A. **Túneis em maciços terrosos. Comportamento e modelação numérica.** 1998. 623 f. Tese (Doutorado), Universidade de Coimbra, Coimbra. 1998.

SOUZA R. M. **O método dos elementos finitos aplicado ao problema de condução de calor.** Belém: 2003.

STERPI, D. Squeezing effects in the excavation of deep tunnels. **Numerical Methods in Geotechnical Engineering**, p.325-331, 2006.

WIKIPÉDIA. **Tunnelling shield**. Disponível em: <[https://en.wikipedia.org/wiki/Tunnelling\\_shield](https://en.wikipedia.org/wiki/Tunnelling_shield)>. Acesso em 27 Ago 2016.

ZIENKIEWICZ O.C., CORMEAU I.C. Visco-plasticity and creep in elastic solids: a unified numerical solution approach. **Int. J. num. Meth. Engng**, v. VIII, 821-845, 1974.



## APÊNDICE A – CONFIGURAÇÃO DA USERMAT

Para que o recurso de customização esteja disponível no ANSYS, durante a instalação do *software* deve-se ativar o item *Customization Files*, conforme indica a Figura A.1. Com isso, o ANSYS criará as pastas *custom* e *customize* automaticamente dentro do diretório C:\Program Files\ANSYS Inc\v[versão do ansys]\ansys\.

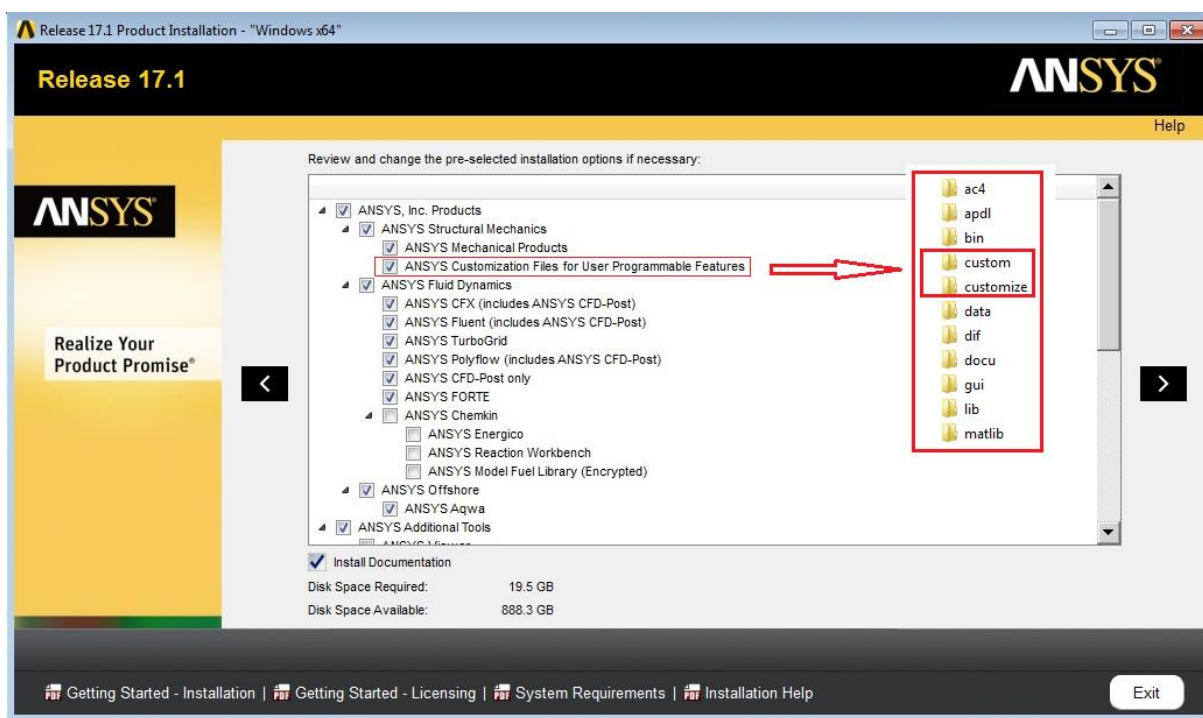


Figura A.1 – ativação do recurso de customização durante a instalação do ANSYS

Para que possa compilar a sub-rotina, o ANSYS exige a instalação do Visual Studio (o ambiente de programação) e o compilador Intel Fortran. Recomenda-se entrar em contato com o Suporte da ANSYS para determinar as melhores versões para se utilizar. Nesse trabalho foram utilizadas as seguintes versões: Visual Studio Community 2013 (disponível gratuitamente em: <https://www.visualstudio.com/>) e o Intel Parallel Studio XE 2016 Cluster Edition (com versão estudantil disponível em: <https://software.intel.com/en-us/qualify-for-free-software/student>).

Após instalar o Visual Studio e o compilador Intel Fortran, é necessário verificar se houve a criação da variável de ambiente IFORT\_COMPILER (Meu Computador > Propriedades > Configurações avançadas do sistema > avançado > variáveis de ambiente).

Há três métodos para conectar as rotinas customizadas com o programa ANSYS. Neste trabalho, utilizou-se a opção de criação de uma *dynamic-link library* (DLL) por razões de comodidade. O passo-a-passo deste procedimento é descrito a seguir:

PASSO 1) Criar um diretório (por exemplo, *C:\usermat\*) que guardará os arquivos necessários a customização do material. Para evitar erros de acesso é importante que o caminho não seja muito longo e que não contenha espaços ou caracteres ~ ou ç;

PASSO 2) Adicionar ou editar a variável de ambiente *ANS\_USER\_PATH* (Meu Computador > Propriedades > Configurações avançadas do sistema > avançado > variáveis de ambiente) para o caminho da pasta criada no passo 1 (Figura A.2);

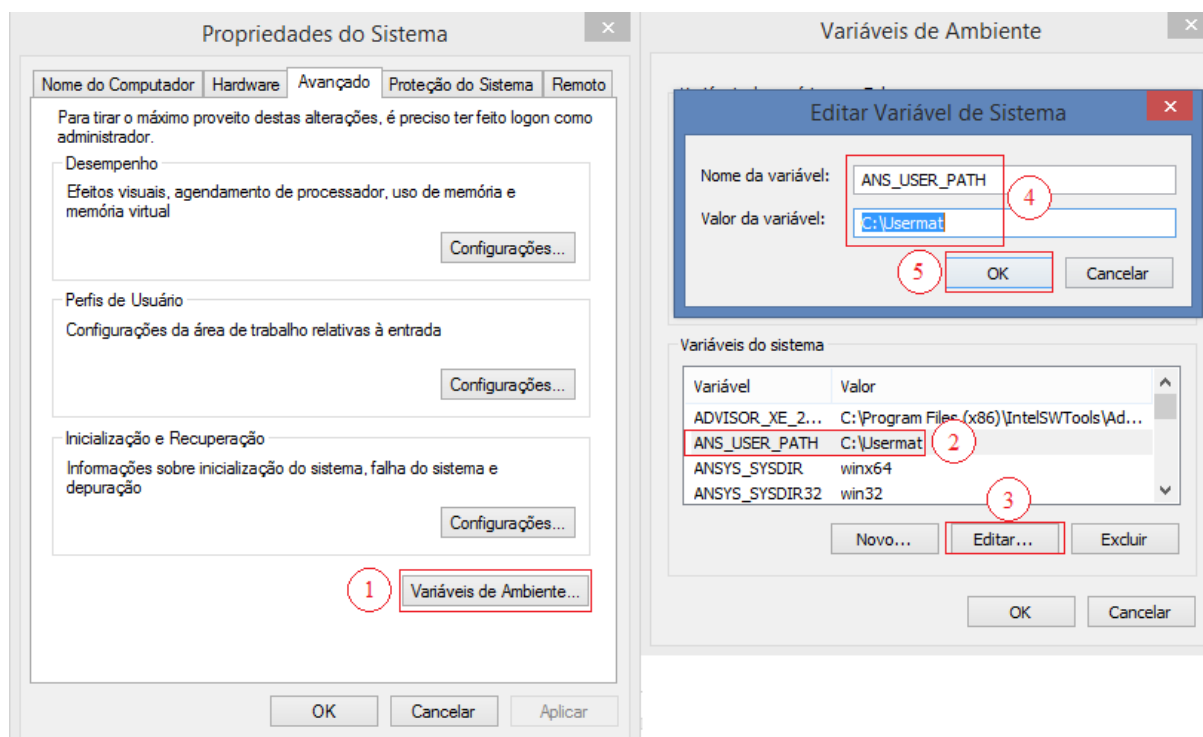


Figura A.2 – criação da variável de ambiente *ANS\_USER\_PATH*

PASSO 3) Copiar o arquivo *usermat.F* que se encontra na pasta *C:\Program Files\ANSYS Inc\[versão]\ansys\customize\user* para a pasta criada no passo 1. Para que a compilação funcione é necessário que o arquivo mantenha sempre o mesmo nome;

PASSO 4) Entrar no arquivo *usermat.F* com um editor de texto e substituir a subrotina *Usermat3D* pela que se encontra no Apêndice B.

PASSO 5) Copiar o arquivo *ansusershared.bat* que se encontra na pasta *C:\Program Files\ANSYS Inc\[versão]\ansys\custom\user\winx64* para a pasta criada no passo 1. Esse arquivo executável contém as instruções para iniciar a compilação da *UserMat*.

PASSO 6) Executar o prompt de comando do compilador da Intel (menu iniciar > todos os programas > Intel Parallel Studio XE 2016 > Compiler and performance Libraries > Command Prompt with Intel Compiler > Compiler 16.0 for Inter 64 Visual Studio 2013 environment).

PASSO 7) Acessar a pasta criada do passo 1 utilizando comandos DOS (por exemplo, *cd..*);

PASSO 8) Executar o arquivo *ansusershared.bat*. Digitar “usermat” e ENTER. Com isso a sub-rotina será compilada, Figura A.3-a, e gerará os arquivos da Figura A.3-b. Se houver algum erro durante a compilação ele aparecerá no arquivo *compile.log*.

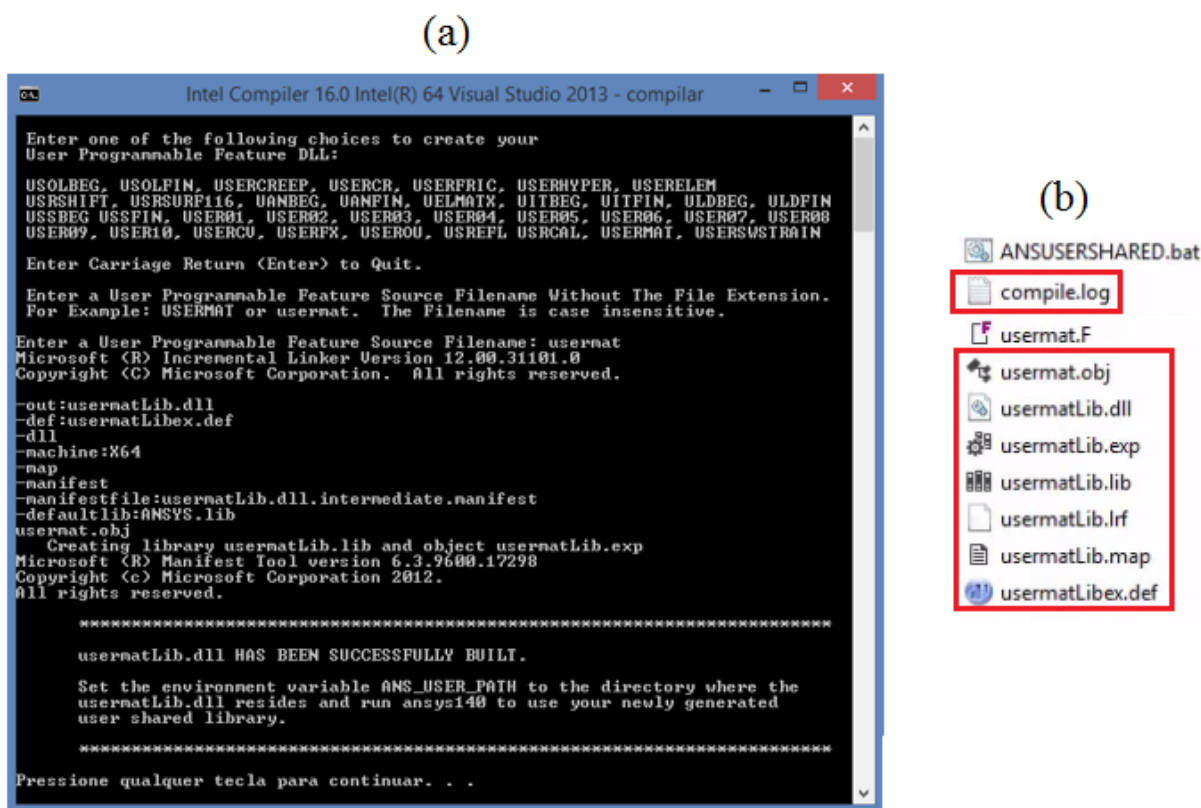


Figura A.3 – (a) compilação executada com sucesso; (b) arquivos gerados na pasta criada no passo 1.

## APÊNDICE B – USERMAT 3D

Neste apêndice é apresentado a subrotina *UserMat3D* para o modelo viscoelástico do concreto que deve constar no arquivo *usermat.F*.

```

subroutine usermat3d(
&      matId, elemId, kDomIntPt, kLayer, kSectPt,
&      ldstep, isubst, keycut,
&      nDirect, nShear, ncomp, nStatev, nProp,
&      Time, dTime, Temp, dTemp,
&      stress, ustatev, dsdePl, sedEl, sedPl, epseq,
&      Strain, dStrain, epsPl, prop, coords,
&      var0, defGrad_t, defGrad,
&      tsstif, epsZZ, cutFactor,
&      var1, var2, var3, var4, var5,
&      var6, var7)
c
c   input arguments
c   =====
c   matId      (int,sc,i)          material #
c   elemId     (int,sc,i)          element #
c   kDomIntPt  (int,sc,i)          "k"th domain integration point
c   kLayer     (int,sc,i)          "k"th layer
c   kSectPt    (int,sc,i)          "k"th Section point
c   ldstep     (int,sc,i)          load step number
c   isubst     (int,sc,i)          substep number
c   nDirect    (int,sc,in)         # of direct components
c   nShear     (int,sc,in)         # of shear components
c   ncomp      (int,sc,in)         nDirect + nShear
c   nstatev    (int,sc,l)         Number of state variables
c   nProp      (int,sc,l)         Number of material constants
c
c   Temp      (dp,sc,in)          temperature at beginning of
c                                   time increment
c   dTemp     (dp,sc,in)          temperature increment
c   Time      (dp,sc,in)          time at beginning of increment (t)
c   dTime     (dp,sc,in)          current time increment (dt)
c
c   Strain    (dp,ar(ncomp),i)    Strain at beginning of time increment
c   dStrain   (dp,ar(ncomp),i)    Strain increment
c   prop      (dp,ar(nprop),i)    Material constants defined by TB,USER
c   coords    (dp,ar(3),i)        current coordinates
c   defGrad_t (dp,ar(3,3),i)      Deformation gradient at time t
c   defGrad   (dp,ar(3,3),i)      Deformation gradient at time t+dt
c
c   input output arguments
c   =====
c   stress    (dp,ar(nTesn),io)    stress
c   ustatev   (dp,ar(nstatev),io)  user state variable
c       ustatev(1)                  - equivalent plastic strain
c       ustatev(2) - statev(1+ncomp) - plastic strain vector
c       ustatev(nStatev)            - von-Mises stress
c   sedEl     (dp,sc,io)           elastic work
c   sedPl     (dp,sc,io)           plastic work
c   epseq     (dp,sc,io)           equivalent plastic strain
c   tsstif    (dp,ar(2),io)        transverse shear stiffness
c                                   tsstif(1) - Gxz
c                                   tsstif(2) - Gyz
c                                   tsstif(1) is also used to calculate
c                                   hourglass
c                                   stiffness, this value must be defined when
c                                   low
c                                   order element, such as 181, 182, 185 with
c                                   uniform
c                                   integration is used.
c   var?      (dp,sc,io)           not used, they are reserved arguments
c                                   for further development
c
c
c
c

```

```

c      output arguments
c      =====
c      keycut   (int,sc,io)          loading bisect/cut control
c                                     0 - no bisect/cut
c                                     1 - bisect/cut
c                                     (factor will be determined by ANSYS solution
c                                     control)
c      dsdePl   (dp,ar(ncomp,ncomp),io) material jacobian matrix
c      epsZZ    (dp,sc,o)           strain epsZZ for plane stress,
c                                     define it when accounting for thickness
c                                     change
c                                     in shell and plane stress states
c      cutFactor(dp,sc,o)           time step size cut-back factor
c                                     define it if a smaller step size is wished
c                                     recommended value is 0~1
c
c*****
c      ncomp   6   for 3D (nshear=3)
c      ncomp   4   for plane strain or axisymmetric (nShear = 1)
c      ncomp   3   for plane stress (nShear = 1)
c      ncomp   3   for 3d beam (nShear = 2)
c      ncomp   1   for 1D (nShear = 0)
c
c      stress and strains, plastic strain vectors
c      11, 22, 33, 12, 23, 13   for 3D
c      11, 22, 33, 12           for plane strain or axisymmetry
c
c      material jacobian matrix
c      3D
c      dsdePl | 1111  1122  1133  1112  1123  1113 |
c      dsdePl | 2211  2222  2233  2212  2223  2213 |
c      dsdePl | 3311  3322  3333  3312  3323  3313 |
c      dsdePl | 1211  1222  1233  1212  1223  1213 |
c      dsdePl | 2311  2322  2333  2312  2323  2313 |
c      dsdePl | 1311  1322  1333  1312  1323  1313 |
c      plane strain or axisymmetric (11, 22, 33, 12)
c      dsdePl | 1111  1122  1133  1112 |
c      dsdePl | 2211  2222  2233  2212 |
c      dsdePl | 3311  3322  3333  3312 |
c      dsdePl | 1211  1222  1233  1212 |
c
c*****
c      #include "impcom.inc"
c
c      INTEGER
c      & matId, elemId,
c      & kDomIntPt, kLayer, kSectPt,
c      & ldstep, isubst, keycut,
c      & nDirect, nShear, ncomp, nStatev, nProp
c      DOUBLE PRECISION
c      & Time, dTime, Temp, dTemp,
c      & sedEl, sedPl, epseq, epsZZ, cutFactor
c      DOUBLE PRECISION
c      & stress (ncomp ), ustatev (nStatev),
c      & dsdePl (ncomp,ncomp),
c      & Strain (ncomp ), dStrain (ncomp ),
c      & epsPl (ncomp ), prop (nProp ),
c      & coords (3),
c      & defGrad (3,3), defGrad_t(3,3),
c      & tsstif (2)
c
c***** User defined part *****
c
c --- parameters
c
c      INTEGER mcomp
c      DOUBLE PRECISION HALF, THIRD, ONE, TWO, SMALL, ONEHALF,
c      & ZERO, TWOTHIRD, ONEDM02, ONEDM05, sqTiny
c      PARAMETER (ZERO = 0.d0,
c      & HALF = 0.5d0,
c      & THIRD = 1.d0/3.d0,
c      & ONE = 1.d0,
c      & TWO = 2.d0,

```



```

! Variaveis calculadas no interior da USERMAT
!
! tmat [dias] idade do material durante a análise (time-ti)
! fcm28 [kN/cm²] resistência média do concreto aos 28 dias
! sigmalim_CEB90 [kN/cm²] limite de tensão para validade da viscoelasticidade do concreto
! Ec28 [kN/cm²] módulo de elasticidade do concreto aos 28 dias
! mkelvin [un] no. máximo de elementos de Kelvin
! ndt [un] No. de pontos para calcular os parâmetros da cadeia de Kelvin
! nkelvin [un] No. de camadas da cadeia de Kelvin (DIAS,2013: N da eq3.3, p44)
! tau [cm²/(kN*dia)] tempos de retardação dos elementos da cadeia de Kelvin
! Emu [kN/cm²] módulos de elasticidade dos elementos da cadeia de Kelvin
! tmeio [dias] idade do material somada meio incremento de tempo (tmat+dtime/2)
! tmatadj [dias] idade do material durante a análise corrigida com a temperatura
! fi0 [adm] coeficiente de fluência que depende do tempo t0
! V [adm] volume solidificado
! dsdeElinv [cm²/kN] matriz de rigidez inversa
! epsloncf1 [adm] primeira parcela deform. fluência de uma unidade de Kelvin
! epsloncf2 [adm] segunda parcela deform. por fluência de uma unidade de Kelvin
! epsloncf3 [adm] deformação por fluência da unidade i
! deltat [adm] parametro do modelo do Bazant & Prasannan
! lbd [adm] parametro do modelo do Bazant & Prasannan
! tensor_stress(3,3) [kN/cm²] tensor das tensoes
! stressp(3) [kN/cm²] vetor com as tensoes principais
! ev(3,3) [kN/cm²] matriz com as direcoes principais
! nrot [un] numero de rotacoes do metodo que encontra as tensoes principais
! saida 0 - nao faz saida de dados, 1 - faz saida de dados
!
! Outras variaveis
!
! iott, wrinqr variaveis que guardam o numero da output window do Ansys
!
! Variaveis de estado
!
! ustatev(1)   primeirarodada   ! 9999 - indica primeira rodada
! ustatev(2)   fcm28
! ustatev(3)   Ec28
! ustatev(4)   nkelvin
! ustatev(5)   t0
! ustatev(6)   tmat
! ustatev(7)   stressp(1)
! ustatev(8)   stressp(2)
! ustatev(9)   stressp(3)
! ustatev(10)  FV = 0.4*fcm28/stressp(3)
! ustatev(11..) Emu
! ustatev(21..) tau
! ustatev(31..) epsloncsant
! ustatev(41..) epsloncs
! ustatev(51..) deploncs
! ustatev(101..) epsloncfantmu
!   (111..) epsloncfantmu
!   (121..) epsloncfantmu
!   (130..) epsloncfantmu
!   (140..) epsloncfantmu
!   (150..) epsloncfantmu
!   (160..) epsloncfantmu
! ustatev(201..) epsloncfmu
!   (211..) epsloncfmu
!   (221..) epsloncfmu
!   (230..) epsloncfmu
!   (240..) epsloncfmu
!   (250..) epsloncfmu
!   (260..) epsloncfmu
! ustatev(301..) deploncf
! ustatev(401..) dstress
!
DOUBLE PRECISION fck,s,ti,rh,hf,ts,t0,tinf,betasc,alpha
INTEGER ndec,ligafluencia,ligaretracao
INTEGER kelemId,kkDomIntPt
DOUBLE PRECISION ktime
DOUBLE PRECISION tmat,fcm28,Ec28
INTEGER mkelvin,ndt,nkelvin
PARAMETER (mkelvin=7)
DOUBLE PRECISION tau(mkelvin),EMU(mkelvin),tmeio,tmatadj,fi0,V,
& dsdeElinv(mcomp,mcomp),epsloncf1(mcomp),

```

```

&          epsloncf2(mcomp),epsloncf3(mcomp),
&          deltay(mkelvin),lbd(mkelvin)
EXTERNAL  wrinqr
INTEGER   iott,wrinqr
DOUBLE PRECISION wr_output
DOUBLE PRECISION tensor_stress(3,3)
DOUBLE PRECISION stressp(3)
DOUBLE PRECISION ev(3,3)
INTEGER   nrot
INTEGER   saida
DOUBLE PRECISION CEB90_fcm
DOUBLE PRECISION CEB90_Ec
DOUBLE PRECISION CEB90_epsloncs
DOUBLE PRECISION CEB90_tadj
DOUBLE PRECISION CEB90_tT
DOUBLE PRECISION CEB90_fi0
C
C*****C
!
!*****!
! PASS01) Entrada de dados do script !
!*****!
ligafluencia   = prop(1)
ligaretracao   = prop(2)
ti              = prop(3)
ts              = prop(4)
t0              = prop(5)
tinf           = prop(6)
fck            = prop(7)
posn           = prop(8)
s              = prop(9)
rh             = prop(10)
hf            = prop(11)
betasc        = prop(12)
alpha         = prop(13)
ndec          = prop(14)
ktime         = prop(15)
kelemid       = prop(16)
kkDomIntPt    = prop(17)
iott           = wrinqr(WR_OUTPUT)
!
!*****!
! PASS02) Preparando arquivo de saida com os valores do vetor ustatev !
!*****!
saida = 0
if (kelemId.EQ.elemId.
& AND.kkDomIntPt.EQ.kDomIntPt.
& AND.ktime.EQ.time) THEN
    saida = 1
endif
!
if (saida.EQ.1) then
    open(1,file='ustatev.txt',access='sequential',
& form="formatted",status="unknown",
& position="append")
    write(1,*)'-----'
    write(1,*)'SAIDA DE DADOS DO VETOR USTATEV'
    write(1,*)'-----'
    write(1,*)'ID: time,elemId,kDomIntPt:'
    write(1,*) time,elemId,kDomIntPt
    write(1,*)'ldstep,isubst'
    write(1,*) ldstep,isubst
endif
!
!*****!
! PASS03) Obtendo parametros do modelo de Kelvin !
!*****!
!
! Calcula os parâmetros do modelo de Kelvin apenas uma vez por ponto de integração
if (ustatev(1).NE.9999) then
    !
    ! Calculos iniciais
    fcm28 = CEB90_fcm(fck,28.0d0,20.0d0,s)
    Ec28 = CEB90_Ec(fck,s,28.0d0,20.0d0)

```



```

!
! Calculando numero de elementos de Kelvin e o numero de pontos do ajuste
call KELPAR(t0,tinf,ndec,nkelvin,ndt)
!
! Calculando os tempos de retardação e módulos do ajuste
call KELVIN_betactt0(nkelvin,t0,tinf,ndec,ndt,
& tau,Emu,temp,rh,hf)
!
! Guardando os parâmetros
ustatev(2) = fcm28
ustatev(3) = Ec28
ustatev(4) = nkelvin
ustatev(5) = t0
!
do i=1,nkelvin
    ustatev(10+i)=Emu(i)
    ustatev(20+i)=tau(i)
enddo
!
! Definindo variavel que indica o fim da primeira rodada
ustatev(1) = 9999
!
else
! Recupera os parâmetros
fcm28 = ustatev(2)
Ec28 = ustatev(3)
nkelvin = ustatev(4)
t0 = ustatev(5)
do i=1,nkelvin
    Emu(i) = ustatev(10+i)
    tau(i) = ustatev(20+i)
enddo
endif
!
!*****!
! PASS04) Calculo da idade do material !
!*****!
!
if (time.GT.ti) then
    tmat = time-ti
else
    tmat = 0.0d0
endif
ustatev(6) = tmat
!
!*****!
! PASS05) Calculo do incremento de deformacao por retracao !
!*****!
!
if (time.GE.ti) then
!
! Calcula o coeficiente de retração para o próximo passo de tempo (tmat+dtime)
do i=1,3
    ustatev(40+i) =
& CEB90_epsiloncs(tmat+dtime,ts,fcm28,betasc,rh,hf,temp)
enddo
!
! Calcula o incremento de deformação por retração (apenas nas três direções principais)
do i=1,3
    ustatev(50+i) =
& ustatev(40+i)-ustatev(30+i)
enddo
endif
!
!*****!
! PASS06) Calculo do incremento de deformacao por fluencia !
!*****!
!
! Calcula apenas quando a idade da peça atinge a idade em que entra em carga
if (tmat.GT.t0) then
!
! Guardando deformação por fluência do ultimo passo que convergiu
do i=1,nkelvin
    do j=1,ncomp

```

```

        ustatev(100+(i-1)*10+j) = ustatev(200+(i-1)*10+j)
    enddo
enddo
!
! Calculando o fator do envelhecimento (com a idade da peça em carga (tmat-t0))
tmatadj = CEB90_tadj(tmat-t0,alpha,temp,tmat)
tmeio = tmatadj+dttime/2.0d0
fi0 = CEB90_fi0(tmeio,rh,hf,fcme28,temp)
V = Ec28/fi0
!
! Inicializando o incremento de deformação por fluência
do i =1,ncomp
    ustatev(300+i) = 0.0d0
enddo
!
! Calculo do incremento de deformação por fluência
do i=1,nkelvin
    !
    ! Calculo da Matriz Dmu
    deltay(i) = dttime/tau(i)
    lbd(i) = (1.0d0-dexp(-deltay(i)))/deltay(i)
    young = (Emu(i)*V)/(lbd(i))
    call MatrizD(young,posn,dsdeE1)
    call matinv(6,dsdeE1,dsdeElinv)
    !
    ! Calculo da primeira parcela da deformação por fluência de uma unidade
    epsloncf1=0.0d0
    do j=1,ncomp
        do k=1,ncomp
            epsloncf1(j) = epsloncf1(j)+
& dsdeElinv(j,k)*ustatev(400+k)
        enddo
    enddo
    !
    ! Calculo da segunda parcela da deformação por fluência de uma unidade
    do j =1,ncomp
        epsloncf2(j) =
& ustatev(100+(i-1)*10+j)*dexp(-deltay(i))
    enddo
    !
    ! Calculo da deformação por fluência da unidade i
    do j=1,ncomp
        ustatev(200+(i-1)*10+j) =
& epsloncf1(j)+epsloncf2(j)
    enddo
    !
    ! Calculo do incremento de deformação por fluência de todas unidades
    do j =1,ncomp
        ustatev(300+j) =
& ustatev(300+j)+
& ustatev(200+(i-1)*10+j)*(1-dexp(-deltay(i)))
    enddo
    !
enddo
!
endif
!
!*****
! PASS07) Calculo do incremento de deformacao elastica !
!*****
!
! calculo do deltay
deltay = 0.0d0
do i = 1,nkelvin
    deltay(i) = dttime/tau(i)
enddo
!
! calculo do lbd
lbd = 0.0d0
do i = 1,nkelvin
    lbd(i) = (1.0d0-dexp(-deltay(i)))/deltay(i)
enddo
!
! calculo do v

```

```

tmatadj = CEB90_tadj(tmat-t0,alpha,temp,tmat)
tmeio = tmatadj+dtime/2.0d0
fi0 = CEB90_fi0(tmeio,rh,hf,fc28,temp)
V = Ec28/fi0
!
! calculo do modulo de Young corrigido
young = 0.0d0
do i=1,nkelvin
    young = young + (1.0d0-lbd(i))/(Emu(i)*V)*ligafluencia
enddo
young = young + 1.0d0/CEB90_Ec(fck,s,tmeio,temp)
young = 1.0d0/young
!
! Calculando a matriz de rigidez elástica
call MatrizD(young,posn,dsdeEl)
!
! Descontando o incremento de deformação por fluência e retração do incremento de deformação
c total (Equação 5.60)
do i=1,ncomp
    dstrain(i) = dstrain(i)
    & -ustatev(300+i)*ligafluencia
    & -ustatev(50+i)*ligaretracao
end do
!
! *****!
! PASS08) Calculo do incremento de tensão !
! *****!
!
sigElp = 0.0d0
do i=1,ncomp
    do j=1,ncomp
        sigElp(i) = sigElp(i)+dsdeEl(i,j)*(dstrain(j))
    end do
end do
!
! *****!
! PASS09) Atualizando a tensão !
! *****!
!
do i=1,ncomp
    stress(i) = stress(i)+sigElp(i)
end do
!
! *****!
! PASS010) Atualizando a matriz Jacobiana !
! *****!
!
do i=1,ncomp
    do j=1,ncomp
        dsdePl(j,i) = dsdeEl(j,i)
    end do
end do
!
! *****!
! PASS011) Guardando a tensão incremento de tensao e deformação retração !
! *****!
!
do i=1,ncomp
    ustatev(400+i) = sigElp(i)
enddo
!
do i=1,ncomp
    ustatev(30+i) = ustatev(40+i)
enddo
!
! *****!
! PASS012) Calculando o fator de validação !
! *****!
!
! Encontrando as tensões e direções principais
call jacobi(stress,3,3,stressp,ev,nrot)
!
! Ordenando as tensões e direções principais

```

```

call eigsort(stressp, ev, 3, 3)
!
ustatev(7) = stressp(1)
ustatev(8) = stressp(2)
ustatev(9) = stressp(3)
ustatev(10) = abs(0.4d0*ustatev(2)/ustatev(9))
!
!*****!
! PASS013) Escrevendo o vetor ustatev na saída de dados !
!*****!
if (saida.EQ.1) then
  do i=1,nStatev
    write(1,*)i, ustatev(i)
  enddo
  close(1,STATUS='KEEP')
endif
!
return
End

subroutine matrizD(E,Poisson,D)
!*****!
!** Função: matrizD **!
!** **!
!** Objetivo: calcula a matriz constitutiva do material isotrópico **!
!** **!
!** Situação: (28-09-2016) OK **!
!** **!
!*****!
DOUBLE PRECISION E ! módulo de elasticidade
DOUBLE PRECISION Poisson ! coeficiente de Poisson
DOUBLE PRECISION D(6,6) ! matriz constitutiva elástica isotrópica
!
  D=0.0d0
  D(1,1)=(E*(1.0d0-Poisson))/((1.0d0+Poisson)*(1.0d0-2.0d0*Poisson))
  D(1,2)=(E*Poisson)/((1.0d0+Poisson)*(1.0d0-2.0d0*Poisson))
  D(1,3)=D(1,2)
  D(2,1)=D(1,2)
  D(2,2)=D(1,1)
  D(2,3)=D(1,2)
  D(3,1)=D(1,3)
  D(3,2)=D(2,3)
  D(3,3)=D(1,1)
  D(4,4)=(E)/((1.0d0+Poisson)*2.0d0)
  D(5,5)=D(4,4)
  D(6,6)=D(4,4)
!
end subroutine MatrizD

function CEB90_tT(temp,deltat)
!*****!
!** Função: CEB90_tT **!
!** **!
!** Objetivo: considera o efeito da temperatura na maturidade do **!
!** concreto **!
!** **!
!** Referencia: CEB-MC90 **!
!** Situação: (28-09-2016) OK **!
!** **!
!*****!

DOUBLE PRECISION temp ! [oC] temperatura
DOUBLE PRECISION deltat ! [dias] intervalo em dias em que a temp. prevalece
DOUBLE PRECISION CEB90_tT
!
CEB90_tT = deltat*dexp(13.65d0-4000.0d0/(273.0d0+temp))
!
end

```

```

function CEB90_tadj(t,alpha,temp,deltat)
!*****!
!** Função: CEB90_tadj **!
!** **!
!** Objetivo: considera o efeito do tipo de cimento e temperatura de **!
!** cura na idade de carregamento. **!
!** **!
!** Referencia: CEB-MC90 **!
!** Situação: (28-09-2016) OK **!
!** **!
!*****!

DOUBLE PRECISION t ! [dias] idade
DOUBLE PRECISION alpha ! [adm] coeficiente que depende do tipo de cimento
DOUBLE PRECISION temp ! [oC] temperatura
DOUBLE PRECISION deltat ! [dias] intervalo em dias em que a temp. prevalece
DOUBLE PRECISION tT ! [dias] idade ajustada
DOUBLE PRECISION CEB90_tadj
DOUBLE PRECISION CEB90_tT
!
tT = CEB90_tT(temp,deltat)
CEB90_tadj = tT * (9.0d0 / (2.0d0 + (tT) ** 1.2d0) + 1.0d0)
** alpha
If (CEB90_tadj.LE.0.5d0) Then
    CEB90_tadj = 0.5d0
endif
!
end
function CEB90_fcm(fck,t,temp,s)
!*****!
!** Função: CEB90_fcm **!
!** **!
!** Objetivo: calcular a resistência média do concreto considerando o **!
!** o tempo t e a temperatura constante temp. **!
!** **!
!** Referencia: CEB-MC90 **!
!** Situação: (28-09-2016) OK **!
!** **!
!*****!

DOUBLE PRECISION fck ! [kN/cm²] resistência característica a compressão
DOUBLE PRECISION t ! [dias] idade
DOUBLE PRECISION s ! [adm] coeficiente que depende do tipo de cimento
DOUBLE PRECISION temp ! [oC] temperatura
DOUBLE PRECISION Bcc ! [adm] coeficiente
DOUBLE PRECISION fcm ! [kN/cm²] resistência média a compressão
DOUBLE PRECISION CEB90_fcm
!
fcm = fck + 0.8d0
Bcc = dexp(s*(1.0d0-dsqrt(28.0d0/t)))
fcm = Bcc*fcm
fcm = fcm*(1.06d0-0.003d0*temp)
CEB90_fcm = fcm
!
End
function CEB90_Ec(fck,s,t,temp)
!*****!
!** Função: CEB90_Eci **!
!** **!
!** Objetivo: calcular o módulo de elasticidade do concreto considerando **!
!** o tempo t e a temperatura constante temp. **!
!** **!
!** Referencia: CEB-MC90 **!
!** Situação: (28-09-2016) OK **!
!** **!
!*****!

DOUBLE PRECISION fck ! [kN/cm²] resistência característica a compressão
DOUBLE PRECISION s ! [adm] coeficiente que depende do tipo de cimento
DOUBLE PRECISION t ! [dias] idade
DOUBLE PRECISION temp ! [oC] temperatura
DOUBLE PRECISION Ec0 ! [kN/cm²] módulo de elasticidade de referência
DOUBLE PRECISION fcm0 ! [kN/cm²] resistência de referência
DOUBLE PRECISION Eci ! [kN/cm²] módulo de elasticidade inicial

```

```

DOUBLE PRECISION Bcc      ! [adm] coeficiente
DOUBLE PRECISION Be       ! [adm] coeficiente
DOUBLE PRECISION Ec       ! [kN/cm²] módulo de elasticidade do concreto
DOUBLE PRECISION CEB90_Ec
!
Ec0 = 21500.0d0/10.0d0
fcm0 = 1.0d0
Eci = Ec0*((fck+0.8d0)/fcm0)**(1.0d0/3.0d0)
Eci = Eci*(1.06d0-0.003d0*temp)
Bcc = dexp(s*(1.0d0-dsqrt(28.0d0/t)))
Be = SQRT(Bcc)
Ec = Be*Eci
!
CEB90_Ec = Ec
!
end

function CEB90_fi0(t0,rh,hf,fcm,temp)
!*****!
!** Função: CEB90_fi0 **!
!** **!
!** Objetivo: calcular o coeficiente de fluência que depende do tempo t0 **!
!** **!
!** Referencia: CEB-MC90 **!
!** Situação: (28-09-2016) OK **!
!** **!
!*****!
DOUBLE PRECISION t0      ! [dias] idade no instante de aplicação da carga
DOUBLE PRECISION rh      ! [%] umidade relativa
DOUBLE PRECISION hf      ! [cm] espessura fictícia
DOUBLE PRECISION fcm     ! [kN/cm²] resistência média a compressão
DOUBLE PRECISION temp    ! [oC] temperatura
DOUBLE PRECISION fcm0    ! [kN/cm²] resistência de referencia
DOUBLE PRECISION firh    ! [adm] coeficiente
DOUBLE PRECISION fit     ! [adm] coeficiente
DOUBLE PRECISION betafcm ! [adm] coeficiente
DOUBLE PRECISION betat0  ! [adm] coeficiente
DOUBLE PRECISION CEB90_fi0
!
fcm0 = 1.0d0
firh = 1.0d0+(1.0d0-RH/100.0d0)/(0.46d0*(hf*10.0d0/100.0d0)**
(1.0d0/3.0d0))
fit = dexp(0.015d0*(temp-20.0d0))
firh = fit+(firh-1.0d0)*fit**1.2d0
betafcm = 5.3d0/((fcm/fcm0)**0.5d0)
betat0 = 1.0d0/(0.1d0+(t0/1.0d0)**0.2d0)
CEB90_fi0 = firh*betafcm*betat0
!
end

function CEB90_betactt0(t,t0,rh,hf,temp)
!*****!
!** Função: CEB90_betactt0 **!
!** **!
!** Objetivo: calcular o coeficiente de fluência que depende do **!
!**          intervalo de tempo de aplicação da carga t-t0 **!
!** **!
!** Referencia: CEB-MC90 **!
!** Situação: (28-09-2016) OK **!
!** **!
!*****!
DOUBLE PRECISION t      ! [dias] idade
DOUBLE PRECISION t0     ! [dias] idade na aplicação da carga
DOUBLE PRECISION rh      ! [%] umidade relativa
DOUBLE PRECISION hf      ! [cm] espessura fictícia
DOUBLE PRECISION temp    ! [oC] temperatura
DOUBLE PRECISION betah   ! [adm] coeficiente
DOUBLE PRECISION betat   ! [adm] coeficiente
DOUBLE PRECISION CEB90_betactt0
!
betah = 150.0d0*(1.0d0+(1.2d0*rh/100.0d0)**18.0d0)*(hf*10.0d0)
/100.0d0+250.0d0
betat = exp(1500.0d0/(273.0d0+temp))-5.12d0
betah = betah*betat

```

```

if (betah.GT.1500.0d0) then
    betah = 1500.0d0
endif
CEB90_betactt0 = ((t-t0)/(betah+(t-t0)))*0.3d0
!
end

function CEB90_epsiloncs(t,ts, fcm,betasc,rh,hf,temp)
!*****!
! ** Função: CEB90_epsiloncs **!
! **!
! ** Objetivo: calcular o deformação de retração **!
! **!
! ** Referencia: CEB-MC90 **!
! ** Situação: (28-09-2016) OK **!
! **!
!*****!
DOUBLE PRECISION t          ! [dias] idade
DOUBLE PRECISION ts         ! [dias] idade no final da cura
DOUBLE PRECISION fcm        ! [kN/cm²] resistência média a compressão
DOUBLE PRECISION betasc     ! [adm] coeficien que depende do tipo de cimento
DOUBLE PRECISION rh         ! [%] umidade relativa
DOUBLE PRECISION hf         ! [cm] espessura ficticia
DOUBLE PRECISION temp       ! [oC] temperatura
DOUBLE PRECISION fcm0      ! [kN/cm²] resistência de referencia
DOUBLE PRECISION betasrh   ! [adm] coeficiente
DOUBLE PRECISION betarh   ! [adm] coeficiente
DOUBLE PRECISION betast   ! [adm] coeficiente
DOUBLE PRECISION betastts ! [adm] coeficiente
DOUBLE PRECISION epsloncsfcm ! [adm] deformação específica
DOUBLE PRECISION epsloncs0 ! [adm] deformação específica
DOUBLE PRECISION CEB90_epsiloncs
!
if (t.GT.ts) then
    fcm0 = 1.0d0
    epsloncsfcm = (160.0d0+10.0d0*betasc*(9.0d0-fcm/fcm0))*10.0d0
% **(-6)
    if (rh.GE.40.0d0.AND.rh.LE.99.0d0) THEN
        betasrh = 1.0d0-(rh/100.0d0)**3
        betarh = -1.55d0*betasrh
    else
        betarh = 0.25d0
    endif
    betast = 1.0d0+(8.0d0/(103.0d0-rh))*((temp-20.0d0)/40.0d0)
    betarh = betarh*betast
    epsloncs0 = epsloncsfcm*betarh
    betastts = ((t-ts)/(350.0d0*(hf*10.0d0/100.0d0)**2*
& exp(-0.06d0*(temp-20.0d0)))+(t-ts))**0.5d0
    CEB90_epsiloncs = epsloncs0*betastts
else
    CEB90_epsiloncs = 0.0d0
endif
!
end

subroutine KELPAR(t0,tinf,ndec,nkelvin,ndt)
!*****!
! ** Subrotina: KELPAR **!
! **!
! ** Objetivo: subrotina para determinar o numero de camadas de kelvin **!
! ** e o numero de intervalos de tempo **!
! **!
! ** Referencia: DIAS,M.M. Análise numérica de vigas mistas aço-concreto **!
! ** pelo método dos elementos finitos: efeitos de longa **!
! ** duração. 2013. Dissertação (Mestrado em Engenharia) **!
! ** Programa de Pós Graduação em Engenharia Civil, UFRGS, **!
! ** Porto Alegre. **!
! **!
! ** BAZANT,Z.P.; PRASANAN, S. Solidification Theory for **!
! ** concrete creep. I: Formulation, Journal of Enginnering **!
! ** mechanics, v.115, n.8, p.1691-1703, 1989. **!
! **!
! ** BAZANT,Z.P.; PRASANAN, S. Solidification Theory for **!
! ** concrete creep. II: verification and application. **!
! **!

```

```

!**          Journal of Engineering Mechanics, v.115, n.8,          **!
!**          p.1704-1725, 1989.                                   **!
!**                                                                 **!
!** Situação: (28-09-2016) OK                                     **!
!**                                                                 **!
!*****!
DOUBLE PRECISION t0      ! [dias] idade inicial para o ajuste
DOUBLE PRECISION tinf    ! [dias] idade final para o ajuste
INTEGER               ndec ! [un] numero de pontos por decada no ajuste
INTEGER               nkelvin ! [un] numero de elementos de Kelvin
INTEGER               ndt    ! [un] total de pontos do ajuste
DOUBLE PRECISION d4     ! auxiliar
DOUBLE PRECISION d2     ! auxiliar
!
! numero de camadas do modelo de Kelvin Generalizado
nkelvin=0
  do
    nkelvin=nkelvin+1
    d4=(10.0d0**(nkelvin-1))*(0.01d0*t0)
    if(d4>=(tinf/2.0d0)) then
      exit
    end if
  end do
if(nkelvin>=7) then
  nkelvin=6
end if
!
! numero de tempos discretos
ndt=0
d2=(t0)*0.1d0
  do
    ndt=ndt+1
    d2=(10.0d0**(1.0d0/ndec))*d2
    if(d2>=tinf-t0) then
      exit
    end if
  end do
!
end
!
subroutine KELVIN_betactt0(nkelvin,t0,tinf,ndec,ndt,
  & tau,Emu,temp,rh,hf)
!*****!
!** Subrotina: Kelvin_Generalizado                               **!
!**                                                                 **!
!** Objetivo: calcula os parâmetros do modelo de Kelvin-Generalizado **!
!**                                                                 **!
!** Referencia: DIAS,M.M. Análise numérica de vigas mistas aço-concreto **!
!** pelo método dos elementos finitos: efeitos de longa **!
!** duração. 2013. Dissertação (Mestrado em Engenharia) **!
!** Programa de Pós Graduação em Engenharia Civil, UFRGS, **!
!** Porto Alegre. **!
!** Porto Alegre. **!
!** **!
!** BAZANT,Z.P.; PRASANAN, S. Solidification Theory for **!
!** concrete creep. I: Formulation, Journal of Engineering **!
!** mechanics, v.115, n.8, p.1691-1703, 1989. **!
!** **!
!** BAZANT,Z.P.; PRASANAN, S. Solidification Theory for **!
!** concrete creep. II: verification and application. **!
!** Journal of Engineering Mechanics, v.115, n.8, **!
!** p.1704-1725, 1989. **!
!** **!
!** CEB MODEL CODE 1990 **!
!** **!
!** Situação: (29-09-2016) TESTE **!
!** **!
!*****!
INTEGER               nkelvin    ! [un] numero de elementos de Kelvin
DOUBLE PRECISION t0      ! [dias] idade inicial para o ajuste
DOUBLE PRECISION tinf    ! [dias] idade final para o ajuste
INTEGER               ndec      ! [un] numero de pontos por decada no ajuste
INTEGER               ndt       ! [un] total de pontos do ajuste
DOUBLE PRECISION tau(nkelvin) ! [cm²/(kN*dia)] tempos de retardação da cadeia

```



```

DOUBLE PRECISION Emu(nkelvin) ! [kN/cm2] modulos de elasticidade da cadeia
DOUBLE PRECISION temp ! [oC] temperatura
DOUBLE PRECISION rh ! [%] umidade relativa
DOUBLE PRECISION hf ! [cm] espessura ficticia
!
DOUBLE PRECISION dti(ndt) ! [dias] intervalos de tempo
DOUBLE PRECISION fit ! [adm] guarda o coeficiente que será ajustado
DOUBLE PRECISION C(nkelvin,nkelvin) ! matriz de coeficiente
DOUBLE PRECISION b(nkelvin) ! vetor de termos independentes
DOUBLE PRECISION x(nkelvin) ! vetor de incognitas
INTEGER ntau ! auxiliar
INTEGER ndti ! auxiliar
INTEGER ndt0i ! auxiliar
INTEGER i,j,k ! contador
DOUBLE PRECISION a1,a2,aa ! auxiliar
INTEGER er ! variavel que indica erro na solução do sistema
DOUBLE PRECISION CEB90_betactt0
!
! Inicializa a variavel
tau = 0.0d0
dti = 0.0d0
!
! Zerando a matriz C e o vetor b
C = 0.0d0
b = 0.0d0
x = 0.0d0
!
! Calcula os intervalos de tempo de aplicação de carga
dti(1)=0.1d0*t0
DO ndti=2,ndt
    dti(ndti)=(10.0d0**(1.0d0/ndec))*dti(ndti-1)
ENDDO
dti(ndt)=tinf-t0
!
! Calcula os tempos de retaração
tau(1) = 0.01d0*t0
DO ntau=2,nkelvin
    tau(ntau)=(10.0d0**(ntau-1))*tau(1)
ENDDO
!
! Calculo da matriz C
DO i=1,nkelvin
    DO j=1,nkelvin
        DO k=1,ndt
            a1=1.0d0-DEXP(-dti(k)/tau(i))
            a2=1.0d0-DEXP(-dti(k)/tau(j))
            aa=a1*a2
            c(i,j)=c(i,j)+aa
        ENDDO
    ENDDO
ENDDO
!
DO i=1,nkelvin
    DO k=1,ndt
        a1=1.0d0-DEXP(-dti(k)/tau(i))
        fit = CEB90_betactt0(dti(k),0.0d0,rh,hf,temp)
        a2= fit
        aa=a1*a2
        b(i)=b(i)+aa
    ENDDO
ENDDO
!
!
! Resolução do sistema
call gauss_parcial(C,b,nkelvin,x,1d-20,er)
!
! Módulos de elasticidade do modelo de Kelvin-Generalizado
DO i=1,nkelvin
    Emu(i) = 1.0d0/x(i)
ENDDO
!
END

```

```

subroutine gauss_parcial(a,b,n,x,tol,er)
!*****!
!** Subrotina: gauss_parcial **!
!** **!
!** Objetivo: resolve sistema de equações pelo metodo de Gauss. **!
!** **!
!** Referencia: CHAPRA, S. C.; CANALE, R. P. Métodos numéricos para **!
!** engenharia. 5.ed, São Paulo: McGraw-Hill, 2008. **!
!** **!
!** Situação: (26-10-2016) OK **!
!** **!
!*****!
DOUBLE PRECISION a(n,n) ! matriz dos coeficientes
DOUBLE PRECISION b(n) ! vetor de termos independentes
INTEGER n ! dimensão do sistema
DOUBLE PRECISION x(n) ! vetor solução
DOUBLE PRECISION tol ! tolerância
INTEGER er ! -1, indica que houve erro
DOUBLE PRECISION s(n) ! vetor que guarda o maior valor da linha
INTEGER i,j ! contador
!
er = 0
!
! Identifica o maior valor da linha
DO i=1,n
  s(i) = abs(a(i,1))
  DO j=2,n
    IF (abs(a(i,j)).GT.s(i)) THEN
      s(i) = abs(a(i,j))
    ENDIF
  ENDDO
ENDDO
!
! Inicia a eliminação de Gauss
CALL eliminate(a,s,n,b,tol,er)
!
! Faz a retrossubstituição
IF (er.NE.-1) THEN
  call substitute(a,n,b,x)
ENDIF
!
end

subroutine eliminate(a,s,n,b,tol,er)
!*****!
!** Subrotina: eliminate **!
!** **!
!** Objetivo: faz a eliminação do sistema de Gauss. **!
!** **!
!** Referencia: CHAPRA, S. C.; CANALE, R. P. Métodos numéricos para **!
!** engenharia. 5.ed, São Paulo: McGraw-Hill, 2008. **!
!** **!
!** Situação: (26-10-2016) OK **!
!** **!
!*****!
DOUBLE PRECISION a(n,n) ! matriz dos coeficientes
DOUBLE PRECISION s(n) ! vetor que guarda o maior valor da linha
INTEGER n ! dimensão do sistema
DOUBLE PRECISION b(n) ! vetor de termos independentes
DOUBLE PRECISION x(n) ! vetor solução
DOUBLE PRECISION tol ! tolerância
INTEGER er ! -1, indica que houve erro
INTEGER i,j,k ! contador
DOUBLE PRECISION fator
!
! Iniciando a eliminação
DO k=1,n-1
  !
  ! Verificação do pivot
  call pivot(a,b,s,n,k)
  !
  ! Testando pivot zero ou próximo de zero
  if (abs(a(k,k)/s(k)).LT.tol) then
    er = -1
  endif
endif

```

```

        return
    endif
    !
    ! Divide a linha pelo fator
    do i=k+1,n
        fator = a(i,k)/a(k,k)
        do j=k+1,n
            a(i,j) = a(i,j)-fator*a(k,j)
        enddo
        b(i) = b(i)-fator*b(k)
    enddo
enddo
!
! Testando pivot zero ou próximo de zero
if (abs(a(k,k)/s(k)).LT.tol) then
    er=-1
endif
end

subroutine pivot(a,b,s,n,k)
!*****!
!** Subrotina: pivot **!
!** **!
!** Objetivo: faz a troca de linhas para evitar pivot negativo ou zero **!
!** **!
!** Referencia: CHAPRA, S. C.; CANALE, R. P. Métodos numéricos para **!
!** engenharia. 5.ed, São Paulo: McGraw-Hill, 2008. **!
!** **!
!** Situação: (26-10-2016) OK **!
!** **!
!*****!
DOUBLE PRECISION a(n,n) ! matriz dos coeficientes
DOUBLE PRECISION b(n) ! vetor de termos independentes
DOUBLE PRECISION x(n) ! vetor solução
DOUBLE PRECISION s(n) ! vetor que guarda o maior valor da linha
INTEGER n ! dimensão do sistema
INTEGER k,p ! auxiliar
INTEGER ii,jj ! contador
DOUBLE PRECISION dummy ! auxiliar
DOUBLE PRECISION maior ! auxiliar
!
! Identificando o maior da linha
p=k
maior = abs(a(k,k)/s(k))
DO ii=k+1,n
    dummy = abs(a(ii,k)/s(ii))
    if (dummy.GT.maior) then
        maior = dummy
        p=ii
    endif
enddo
!
! Trocando a linha para ter o maior pivot
if (p.NE.k) then
    do jj=k,n
        dummy = a(p,jj)
        a(p,jj) = a(k,jj)
        a(k,jj) = dummy
    enddo
    dummy = b(p)
    b(p)=b(k)
    b(k) = dummy
    dummy = s(p)
    s(p) = s(k)
    s(k) = dummy
endif
!
End

```

```

subroutine substitute(a,n,b,x)
!*****
!** Subrotina: substitute
!**
!** Objetivo: faz a retrosubstituição do método de Gauss
!**
!** Referencia: CHAPRA, S. C.; CANALE, R. P. Métodos numéricos para
!** engenharia. 5.ed, São Paulo: McGraw-Hill, 2008.
!**
!** Situação: (26-10-2016) OK
!**
!*****
DOUBLE PRECISION a(n,n) ! matriz dos coeficientes
INTEGER n ! dimensão do sistema
DOUBLE PRECISION b(n) ! vetor de termos independentes
DOUBLE PRECISION x(n) ! vetor solução
INTEGER i,j ! contador
DOUBLE PRECISION soma ! auxiliar
!
! Fazendo retrosubstituicao
x(n) = b(n)/a(n,n)
do i=n-1,1,-1
  soma = 0.0d0
  do j = i+1,n
    soma = soma+a(i,j)*x(j)
  enddo
  x(i) = (b(i)-soma)/a(i,i)
enddo
!
end

subroutine matinv(n,a,ainv)
!*****
!** Subrotina: matinv
!**
!** Objetivo: inverte uma matriz pela técnica de pivotamento
!**
!** Situação: (26-10-2016) OK
!**
!*****
INTEGER n ! dimensão do sistema
DOUBLE PRECISION a(n,n) ! matriz dos coeficientes
DOUBLE PRECISION ainv(n,n) ! matriz inversa
DOUBLE PRECISION b(n,2*n) ! matriz aumentada
DOUBLE PRECISION pivot ! pivô
DOUBLE PRECISION xnum ! auxiliar
INTEGER i,j,k ! contador
!
! Fazer matriz aumentada
do i=1,n
  do j=1,n
    b(i,j) = 0.0d0
    b(i,j+n) = 0.0d0
    b(i,j)=a(i,j)
    if(i.eq.j)then
      b(i,j+n)=1.0d0
    endif
  enddo
enddo
!
do i=1,n
  ! Escolher o elemento não nulo mais a esquerda como pivot
  do j=1,n
    if (dabs(b(i,j)).gt.0.0d0)then
      pivot=b(i,j)
      exit
    endif
  enddo
  !
  ! Passo 1: alterar o pivo escolhido para 1 dividindo a linha do pivo pelo valor do pivo
  do j=1,2*n
    b(i,j)=b(i,j)/pivot
  enddo
  pivot=b(i,i)

```

```

!
! Passo 2: mudando o restante da coluno do pivo para 0,
c adicionando a cada linha um multiplo adequado do pivot
do k=1,n
  if(k.ne.i)then
    xnum=b(k,i)/pivot
    do j=1,2*n
      b(k,j)=b(k,j)-xnum*b(i,j)
    enddo
  endif
enddo
enddo
!
! Prepara a matriz inversa final
do i=1,n
  do j=1,n
    ainv(i,j)=b(i,j+n)
  enddo
enddo
return
end

subroutine jacobi(vect,n,np,d,v,nrot)
!*****!
!** Subrotina: jacobi **!
!** **!
!** Objetivo: encontra os autovalores e autovetores de uma matriz Anxn **!
!** simétrica Anxn através do método de Jacobi **!
!** **!
!** Referencia: PRESS, W.H.; TEUKOLSKY, S.A.; VETTERLING, W.T.; FLANNERY **!
!** B.P. Numerical Recipes in Fortran 77. 2ed. V1. 1997. **!
!** **!
!** Situação: (08-01-2017) OK **!
!** **!
!*****!
!
INTEGER n ! tamanho da matriz
INTEGER np ! tamanho do array que armazena a matriz
INTEGER nrot ! numero de rotações
INTEGER nmax ! tamanho máximo da matriz
PARAMETER (nmax = 500) ! define tamanho máximo 500
DOUBLE PRECISION vect(6) ! vetor com as componentes de tensao
DOUBLE PRECISION a(np,np) ! matriz
DOUBLE PRECISION d(np) ! vetor contendo os autovalores da matriz a
DOUBLE PRECISION v(np,np) ! matriz contendo os autovetores da matriz a
INTEGER i,ip,iq,j ! contadores
DOUBLE PRECISION c,g,h,s,sm,t,tau,theta,tresh ! auxiliares
DOUBLE PRECISION b(nmax),z(nmax) ! vetores auxiliares
!
! montando a matriz
a(1,1) = vect(1)
a(2,2) = vect(2)
a(3,3) = vect(3)
a(1,2) = vect(4)
a(1,3) = vect(5)
a(2,3) = vect(6)
a(2,1) = a(1,2)
a(3,1) = a(1,3)
a(3,2) = a(2,3)
!
! Inicializando para a matriz identidade
do ip=1,n
  do iq=1,n
    v(ip,iq)=0d0
  enddo
  v(ip,ip)=1
enddo
!
! Inicializando b e d para a diagonal de a
do ip=1,n
  b(ip)=a(ip,ip)
  d(ip)=b(ip)
  z(ip)=0d0
enddo

```

```

!
nrot=0
!
do i=1,50
!
! Soma dos elementos fora da diagonal
sm=0
do ip=1,n-1
do iq=ip+1,n
sm=sm+abs(a(ip,iq))
enddo
enddo
!
if (sm.eq.0d0) then
return
endif
!
if (i.LT.4) then
tresh = 0.2*sm/n**2
else
tresh=0d0
endif
!
do ip=1,n-1
do iq=ip+1,n
g=100d0*abs(a(ip,iq))
!
! Após quatro varreduras, pula a rotação se o elemento fora da diagonal é pequeno
if((i.GT.4).AND.(abs(d(ip))+g.EQ.abs(d(ip))
& .AND.(abs(d(iq))+g.EQ.abs(d(iq)))) then
a(ip,iq)=0d0
else if(abs(a(ip,iq)).GT.tresh) then
h=d(iq)-d(ip)
if (abs(h)+g.eq.abs(h)) then
t=a(ip,iq)/h
else
theta=0.5*h/a(ip,iq)
t=1d0/(abs(theta)+sqrt(1d0+theta**2))
if (theta.LT.0d0) t=-t
endif
c=1d0/sqrt(1+t**2)
s=t*c
tau=s/(1d0+c)
h=t*a(ip,iq)
z(ip)=z(ip)-h
z(iq)=z(iq)+h
d(ip)=d(ip)-h
d(iq)=d(iq)+h
a(ip,iq)=0d0
do j=1,ip-1
g=a(j,ip)
h=a(j,iq)
a(j,ip)=g-s*(h+g*tau)
a(j,iq)=h+s*(g-h*tau)
enddo
do j=ip+1,iq-1
g=a(ip,j)
h=a(j,iq)
a(ip,j)=g-s*(h+g*tau)
a(j,iq)=h+s*(g-h*tau)
enddo
do j=iq+1,n
g=a(ip,j)
h=a(iq,j)
a(ip,j)=g-s*(h+g*tau)
a(iq,j)=h+s*(g-h*tau)
enddo
do j=1,n
g=v(j,ip)
h=v(j,iq)
v(j,ip)=g-s*(h+g*tau)
v(j,iq)=h+s*(g-h*tau)
enddo
nrot=nrot+1

```

```

        endif
    enddo
enddo
do ip=1,n
    b(ip)=b(ip)+z(ip)
    d(ip)=b(ip)
    z(ip)=0d0
enddo
enddo
pause
return
!
end subroutine

subroutine eigsrt(d,v,n,np)
!*****!
!** Subrotina: eigsrt **!
!** **!
!** Objetivo: ordena os autovalores e autovetores **!
!** **!
!** Referencia: PRESS, W.H.; TEUKOLSKY, S.A.; VETTERLING, W.T.; FLANNERY **!
!**          B.P. Numerical Recipes in Fortran 77. 2ed. V1. 1997. **!
!** **!
!** Situação: (08-01-2017) OK **!
!** **!
!*****!
!
INTEGER          n,np          ! dimensão da matriz
DOUBLE PRECISION d(np)        ! vetor contendo os autovalores
DOUBLE PRECISION v(np,np)     ! matriz contendo os autovetores
INTEGER          i,j,k        ! contador
DOUBLE PRECISION p            ! auxiliar
!
do i=1,n-1
    k=i
    p=d(i)
    do j=i+1,n
        if(d(j).GE.p) then
            k=j
            p=d(j)
        endif
    enddo
    if(k.NE.i)then
        d(k)=d(i)
        d(i)=p
        do j=1,n
            p=v(j,i)
            v(j,i)=v(j,k)
            v(j,k)=p
        enddo
    endif
enddo
return
end subroutine

```

## APÊNDICE C – SCRIPT APDL TÚNEL AXISSIMÉTRICO

Neste apêndice é apresentado o *script* em linguagem APDL utilizado para os modelos em axissimetria.

```

|*****|
!** SCRIPT TUNEL AXISSIMÉTRICO **!
!** Versão: 1.34 **!
!** **!
!** Objetivo: faz análise da convergência de tuneis **!
!** profundos (PROFUNDIDADE>10R) com seção **!
!** circular considerando modelo axissimétrico. **!
!** **!
!** Programador: Felipe Quevedo **!
!** Início : (01/04/2016) **!
!** Situação : OK (30/03/2017) **!
!** Unidades : kN,cm,dia **!
!** **!
|*****|
!
|*****|
! 1. Inicializando o Ansys !
|*****|
FINISH
/CLEAR,NOSTART
!
|*****|
! 1.1 Pasta que guardará os arquivos da análise !
|*****|
diretorio = 'J:\analise'
!
!Obs: nessa pasta será salvo os arquivos file.* e *.jpeg
! criados durante a análise. Tem que ser uma pasta existente
! no PC. Caso o programa não encontre a pasta os arquivos serão
! salvos na pasta padrão. Não utilizar acentos e espaços.
!
|*****|
! 1.2 Nome dos arquivos de saída !
|*****|
arqconv = 'D00-P5-V1-ES1000-ER3030'
!
! Obs: nome do arquivo de texto com os dados da convergência
! no final da construção e no final do tempo.
!
|*****|
! 2. Dados de entrada do problema !
|*****|
!
! Nessa seção define-se todos os dados de entrada necessarios
!
|*****|
! 2.1 Dados de entrada geométricos. !
|*****|
ri = 480 ! [cm] raio da face interna do revestimento do tunel
re = 500 ! [cm] raio da face externa do revestimento do tunel
p = 1/3*re ! [cm] passo de escavação
d0 = 0 ! [cm] dimensão não suportada (multiplo do passo)
escini = 3 ! [un] número de passos escavados na primeira escavação
npassos = 39 ! [un] número total passos escavados
l3 = 20*Re ! [cm] dimensão vertical do maciço (adotado 20*Re)
l1 = 51*p ! [cm] comprimento não escavado
!
|*****|
! 2.2 Dados de entrada referente ao Solo !
|*****|
! Tipo de material
! 1 - Ansys_Elástico
! 2 - Ansys_Plástico_Von-Mises
! 3 - Ansys_Viscoplastico_Von-Mises
!

```



```

modsolo          = 3           ! Tipo de material (1-E,2-PVM,3-VPVM)
Esolo            = 100         ! [kN/cm2] módulo de elasticidade (1,2,3)
nusolo          = 0.4         ! [adm] coeficiente de Poisson (1,2,3)
c               = ((3)**0.5)/2/10 ! [kN/cm2] coesão (2,3)
eta             = 1E7/(60*60*24) ! [dias] coeficiente de viscosidade (3)
n               = 1           ! [adm] parâmetro modelo viscoso (3)
F0              = 0.1         ! [kN/cm2] valor de referência (3)
gamma           = ((2*c/F0)**n)/eta ! [dias-1] coeficiente Gamma (3)
m               = 1/n         ! [adm] coeficiente m do modelo de Perzyna (3)
Tgsolo          = 0           ! [kN/cm2] módulo tangente modelo bilinear (2,3)
!
!*****!
! 2.3 Dados de entrada referente ao Revestimento !
!*****!
! Tipo de material
!      0 - Sem revestimento
!      1 - Ansys_Elástico
!      2 - Usermat_Viscoelástico_CEB-MC90
!
modrev          = 2           ! Tipo de material (0-SR, 1-AE, 2-VECEBMC90)
Erev            = 3030.34     ! [kN/cm2] módulo de elasticidade do revestimento (1)
nurev          = 0.2         ! [adm] coeficiente de Poisson do revestimento (1,2)
fck            = 2           ! [kN/cm2] resistência característica do concreto (2)
s              = 0.2         ! [adm] coef. que depende do tipo de concreto (2)
ti             = 0           ! [dias] início do concreto (2)
rh             = 40          ! [%] umidade relativa do ambiente (2)
hf            = 40           ! [cm] espessura fictícia (2)
ts            = 7           ! [dias] idade do concreto no início da secagem (2)
t0            = 1           ! [dias] idade do concreto no início do carregamento (>1) (2)
tinf          = 3000         ! [dias] tempo final da análise (2)
betasc        = 8           ! [adm] coeficiente que depende do tipo de cimento (2)
temperatura    = 20         ! [oC] temperatura (2)
alpha         = 1           ! [adm] efeito do tipo de cimento durante a cura (2)
ndec          = 10          ! [década] No. de pontos por década na discretização (2)
ligafuencia   = 1           ! [un] 1 - liga fluência, 0 - desliga fluência (2)
ligaretracao  = 1           ! [un] 1 - liga retração, 0 - desliga retração (2)
ktime         = 10          ! [dias] tempo da análise para saída de dados
kelemid       = 2060        ! [un] identificação do elemento para saída
kkDomIntPt    = 1           ! [un] identificação do ponto de integração para saída
!
!*****!
! 2.4 Dados referente a análise !
!*****!
pr             = 0.5         ! [kN/cm2] tensões iniciais e pressão hidrostáticas
v             = 1           ! [m/dia] velocidade da escavação
tintervalo    = 75          ! [dias] numero de dias por intervalo no final da construção
nintervalo    = 36          ! [un] numero de intervalos de dias no final da construção
dt            = 3           ! [dias] incremento de tempo durante o cálculo
dtmax        = dt          ! [dias] incremento de tempo máximo
revestirultimod0 = 1       ! 0 - não reveste último d0+p, 1 - reveste último d0+p
revesteface   = 1           ! 0 - não reveste a face, 1 - reveste a face
soleq        = 0           ! 1 - calcula o equilíbrio do maciço
!
!*****!
! 2.5 Dados referente ao elemento finito !
!*****!
modelelem     = 1           ! modelo do elemento: 1 - PLANE182, 2 - PLANE183
formaelem     = 0           ! forma do elemento: 0 - quadrilátero, 1 - triangular
formaint      = 0           ! forma de integracao: 0 - completa, 1 - reduzida
!
!*****!
! 2.6 Dados referente a divisão da malha !
!*****!
m0            = 1           ! 0 - malha livre, 1 - mapeada, 2 - mapeada se possível
m1            = p           ! [cm] tamanho do elemento no trecho escavado
m2a          = 28          ! [un] numero de elementos trecho não escavado
m2b          = 1/(10*(2*Re/100)) ! [adm] taxa de crescimento
m3           = 3           ! [un] numero de elementos na altura do revestimento
m4           = 6           ! [un] numero de elementos na altura do solo escavado
m5a         = 20          ! [un] numero de elementos acima da seção do túnel
m5b         = 60*(Re/100)*(Re/100) ! [adm] taxa de crescimento
!
!*****!
! 2.7 Saída de dados !

```

```

!*****!
iso                = 0                ! 0 - contorno padrão, 1 - isosuperfície
flag1              = 1                ! 1 - saída jpg do gráfico de convergência em arquivo
flag2              = 1                ! 1 - saída txt de resultados do gráfico de convergência
flag3              = 1                ! 1 - saída do gráfico de convergência na tela do Ansys
!
! Obs: os arquivos de imagem jpg saem com o nome jobname###.jpg
! onde ### é um inteiro que vai incrementando a partir da última
! numeração do último arquivo plotado.
! Os campos serão referentes ao final da análise.
!
!*****!
! 2.8 Título nos gráficos e nome dos arquivos                !
!*****!
/TITLE, Re=%Re% mods=%modsolo% Es=%Esolo% pr=%pr% modrev=%modrev% Er=%Erev% v=%v%
/FILNAME,file,0      ! define nome file.* para os arquivos (jobname)
!
!
!
!-----FIM ENTRADA DE DADOS-----!
!
!
!
!*****!
! 3. Pré-Processamento                                     !
!*****!
/PREP7                ! inicia módulo de pré-processamento
!
!*****!
! 3.1 Calculos iniciais                                     !
!*****!
l2                    = npassos*p      ! [cm] comprimento escavado
lt                    = l1+l2          ! [cm] comprimento total do modelo
nesc                  = npassos-escini+1 ! [un] total de escavações
t                     = p/(v*100)     ! [dias] tempo para fazer um passo
tfinal               = tintervalo*nintervalo ! [dias] tempo máximo para a estabilização
sigmaesc              = 2*c            ! [kN/cm²] tensão de escoamento do modelo
!
!*****!
! 3.2 Configurando elemento finito                         !
!*****!
*IF,modelelem,EQ,1,THEN
    ET,1,PLANE182
*ELSE
    ET,1,PLANE183
*ENDIF
KEYOPT,1,1,formaint
KEYOPT,1,3,1
KEYOPT,1,6,0
!
!*****!
! 3.3 Material solo                                       !
!*****!
*IF,modsolo,EQ,1,THEN
    MPTMP,1,0
    MPDATA,EX,1,,Esolo
    MPDATA,PRXY,1,,nusolo
*ELSEIF,modsolo,EQ,2,THEN
    MPTMP,1,0
    MPDATA,EX,1,,Esolo
    MPDATA,PRXY,1,,nusolo
    TB,BISO,1,1,2,
    TBTEMP,0
    TBDATA,,sigmaesc,Tgsolo,,,
*ELSEIF,modsolo,EQ,3,THEN
    MPTMP,1,0
    MPDATA,EX,1,,Esolo
    MPDATA,PRXY,1,,nusolo
    TB,BISO,1,1,2,
    TBTEMP,0
    TBDATA,,sigmaesc,Tgsolo,,,
    TB,RATE,1,1,2,1

```

```

        TBTEMP,0
        TBDATA,,m,gamma,,,
*ENDIF
!
!*****!
! 3.4 Material do revestimento !
!*****!
*IF,modrev,EQ,1,THEN
    *DO,i,2,nesc,1
        MPTEMP,1,0
        MPDATA,EX,i,,Erev
        MPDATA,PRXY,i,,nurev
    *ENDDO
*ELSEIF,modrev,EQ,2,THEN
    *DO,i,2,nesc,1
        TB,USER,i,1,17
        TBTEMP,1.0
        TBDATA,1,ligafluencia,ligaretracao
        TBDATA,3,t*(i-1)
        TBDATA,4,ts,t0,tinf
        TBDATA,7,fck,nurev
        TBDATA,9,s,rh,hf,betasc,alpha
        TBDATA,14,ndec
        TBDATA,15,ctime,kelekid,kkDomIntPt
        TB,STATE,i,,500
    *ENDDO
*ENDIF
!
!*****!
! 3.5 Modelo sólido !
!*****!
! Definindo a vista
/VIEW,1,,1
/ANG,1
!
! criando pontos notaveis
K,1,0,0
K,2,0,11
K,3,0,lt
K,4,ri,0
K,5,ri,11
K,6,ri,lt
K,7,re,0
K,8,re,11
K,9,re,lt
K,10,13,0
K,11,13,11
K,12,13,lt
!
! criando linhas
L,1,4
L,4,7
L,7,10
L,2,5
L,5,8
L,8,11
L,3,6
L,6,9
L,9,12
L,1,2
L,2,3
L,4,5
L,5,6
L,7,8
L,8,9
L,10,11
L,11,12
!
! criando áreas
A,1,2,5,4
A,2,3,6,5
A,4,5,8,7
A,5,6,9,8
A,7,8,11,10

```

```

A,8,9,12,11
!
! visualizando modelo
/PNUM,KP,1
/PNUM,AREA,1
/PNUM,LINE,1
/APLOT
!
!*****!
! 3.6 Definindo divisões para a malha nas linhas !
!*****!
! Ao longo da escavação divido de p (passo da escavação)
LSEL,ALL
LSEL,S,LOC,X,0,13
LSEL,R,LOC,Y,11+1,1t-1
LESIZE,ALL,m1, , , , , ,1
!
! Ao longo da não-escavação (elementos com taxa de crescimento)
LSEL,ALL
LSEL,S,LOC,X,0,13
LSEL,R,LOC,Y,1,11-1
LESIZE,ALL, , ,m2a,m2b, , , ,1
!
! Espessura do revestimento
LSEL,ALL
LSEL,S,LOC,X,ri+1,re-1
LSEL,R,LOC,Y,0,1t
LESIZE,ALL, , ,m3, , , , ,1
!
! Transversal solo escavado
LSEL,ALL
LSEL,S,LOC,X,0,ri-1
LSEL,R,LOC,Y,0,1t
LESIZE,ALL, , ,m4, , , , ,1
!
! Ao redor da escavação
LSEL,ALL
LSEL,S,LOC,X,re+1,l3-1
LSEL,R,LOC,Y,0,1t
LESIZE,ALL, , ,m5a,m5b, , , ,1
!
!*****!
! 3.7 Atribuindo malha !
!*****!
MSHKEY,m0
MSHAPE,formaelem
AMESH,1
AMESH,2
AMESH,3
AMESH,4
AMESH,5
AMESH,6
EPLLOT
!
!*****!
! 3.10 Condições de contorno !
!*****!
! aplica tensões iniciais
ALLSEL,ALL
INISTATE, DEFINE,,,,-pr,-pr,-pr,0,0,0
!
! simetria em torno do eixo Y
LSEL,ALL
LSEL,S,LOC,X,0,1
LSEL,R,LOC,Y,0,1t
DL,ALL,,SYMM
!
! simetria no topo do modelo
LSEL,ALL
LSEL,S,LOC,X,0,13
LSEL,R,LOC,Y,1t
DL,ALL,,SYMM
!
! pressão na parte de baixo do modelo

```

```

LSEL,ALL
LSEL,S,LOC,X,0,13
LSEL,R,LOC,Y,0
SFL,ALL,PRES,pr
!
! pressão a direita do modelo
LSEL,ALL
LSEL,S,LOC,X,13
LSEL,R,LOC,Y,0,lt
SFL,ALL,PRES,pr
!
!*****!
! 3.8 Criando elementos do revestimento !
!*****!
! Obs: esses elementos ficam sobrepostos ao do solo. Durante
! a análise, conforme vai desligando os elementos do
! solo vai-se ligando os do revestimento, se houver.
*IF,modrev,NE,0,THEN
    ESEL,ALL
    ESEL,S,CENT,Y,11,lt
    ESEL,R,CENT,X,ri,re
    EGEN,2,0,ALL,ALL,1,1,,,0,0,0
    ESEL,ALL
    NUMMRG,NODE, , , ,LOW
*ENDIF
!
!*****!
! 3.9 Criando grupos de escavação-revestimento !
!*****!
!
! Primeira escavação
i = 1
ESEL,ALL
fi=lt
ff=lt-escini*p
ESEL,S,CENT,Y,fi,ff
ESEL,R,CENT,X,0,re
CM,esc %i%,ELEM
CMSEL,S,esc %i%,ELEM
!
! Proximas escavações e revestimentos
*DO,i,2,nesc,1
    ! criando grupos com os elementos escavados do passo i
    fi=lt-escini*p-(i-2)*p
    ff=lt-escini*p-(i-1)*p
    ESEL,S,CENT,Y,fi,ff
    ESEL,R,CENT,X,0,re
    CM,esc %i%,ELEM
    CMSEL,S,esc %i%,ELEM
    !
    *IF,modrev,NE,0,THEN
        ! criando grupos com os elementos revestidos do passo i
        *IF,i,EQ,2,THEN
            fi=lt
        *ELSE
            fi=lt-escini*p-(i-2)*p+(p+d0)
        *ENDIF
        ff=lt-escini*p-(i-1)*p+(p+d0)
        ESEL,S,CENT,Y,fi,ff
        ESEL,R,CENT,X,ri,re
        ESEL,R,MAT,,2
        MPCHG,i,ALL
        CM,rev %i-1%,ELEM
        CMSEL,S,rev %i-1%,ELEM
    *ENDIF
    !
    ! revestindo o ultimo trecho
    *IF,i,EQ,nesc,THEN
        *IF,modrev,NE,0,THEN
            *IF,revestirultimod0,EQ,1,THEN
                fi=11+p+d0
                ff=11
                ESEL,S,CENT,Y,fi,ff
                ESEL,R,CENT,X,ri,re
            *ENDIF
        *ENDIF
    *ENDIF

```

```

ESEL,R,MAT,,2
MPCHG,i,ALL
CM,rev%i%,ELEM
CMSEL,S,rev%i%,ELEM
*ENDIF
*IF,revesteface,EQ,1,THEN
fi=l1
ff=l1-(re-ri)
ESEL,ALL
ESEL,S,CENT,Y,fi,ff
ESEL,R,CENT,X,0,re
CM,soloface,ELEM
CMSEL,S,soloface,ELEM
!
fi=l1
ff=l1-(re-ri)
ESEL,ALL
ESEL,S,CENT,Y,fi,ff
ESEL,R,CENT,X,0,re
EGEN,2,0,all,all,1,1,,,0,0,0
NUMMRG,node,, , ,LOW
ESEL,R,MAT,,2
MPCHG,i,ALL
CM,revface,ELEM
CMSEL,S,revface,ELEM
*ENDIF
*ENDIF
*ENDIF
*ENDDO
!
!*****!
! 4. Solução !
!*****!
!
! Configurações iniciais
/CWD,diretorio
PARSAV,ALL,parametros,txt
/SOL
ANTYPE,0,NEW
NLGEOM,1
NROPT,FULL
PSCONTROL,ALL,OFF
OUTRES,ESOL,LAST
OUTRES,SVAR,ALL
SOLCONTROL,ON
PRED,OFF
TUNIF,temperatura
ALLSEL,ALL
!
! Apaga os elementos do revestimento
*IF,modrev,NE,0,THEN
ESEL,S,CENT,Y,l1,lt
ESEL,R,CENT,X,ri,re
ESEL,R,MAT,,2,nesc
EKILL,ALL
ESEL,ALL
*IF,revesteface,EQ,1,THEN
CMSEL,S,revface,ELEM
EKILL,ALL
ESEL,ALL
*ENDIF
*ENDIF
!
! Verifica o equilibrio do maciço
*IF,soleq,EQ,1,THEN
ESEL,ALL
TIME,1
DELTIM,dt,,dtmax
OUTRES,ESOL,LAST
SOLVE
FINISH
/POST1
RSYS,1
ESEL,S,LIVE

```

```

        PLNSOL,U,SUM, 0,1.0
        ESEL,ALL
    *ENDIF
    !
    *IF,modsolo,LE,1,AND,modrev,EQ,0,THEN
        /SOL
        ANTYPE,0,NEW
        i=1
        CMSEL,S,esc %i%,ELEM
        EKILL,ALL
        ESEL,S,LIVE
        EPLOT
        *DO,i,2,nesc,1
            CMSEL,S,esc %i%,ELEM
            EKILL,ALL
            ESEL,S,LIVE
            EPLOT
            *IF,modrev,NE,0,THEN
                CMSEL,S,rev %i-1%,ELEM
                EALIVE,ALL
                *IF,revestirultimod0,EQ,1,THEN
                    *IF,i,EQ,nesc,THEN
                        CMSEL,S,rev %i%,ELEM
                        EALIVE,ALL
                    *ENDIF
                *ENDIF
                *IF,revesteface,EQ,1,THEN
                    *IF,i,EQ,nesc,THEN
                        CMSEL,S,revface,ELEM
                        EALIVE,ALL
                        CMSEL,S,soloface,ELEM
                        EKILL,ALL
                    *ENDIF
                *ENDIF
            *ENDIF
        *ENDIF
        ESEL,S,LIVE
        EPLOT
        ESEL,ALL
    *ENDDO
    SAVE
    SOLVE
    FINISH
*ELSE
    ! Faz a primeira escavação
    /SOL
    ANTYPE,0,NEW
    i=1
    CMSEL,S,esc %i%,ELEM
    EKILL,ALL
    ESEL,S,LIVE
    EPLOT
    TIME,t*i
    DELTIM,dt,,dtmax
    OUTRES,ESOL, LAST
    ESEL,ALL
    SOLVE
    SAVE
    FINISH
    /POST1
    RSYS,1
    ESEL,S,LIVE
    PLNSOL, U,SUM, 0,1.0
    !
    ! Escavando próximos passos
    /SOL
    ANTYPE,0,RESTART
    *DO,i,2,nesc,1
        CMSEL,S,esc %i%,ELEM
        EKILL,ALL
        ESEL,S,LIVE
        EPLOT
        *IF,modrev,NE,0,THEN
            CMSEL,S,rev %i-1%,ELEM
            EALIVE,ALL

```

```

*IF, revestiultimod0,EQ,1, THEN
  *IF, i, EQ, nesc, THEN
    CMSEL, S, rev %i%, ELEM
    EALIVE, ALL
  *ENDIF
*ENDIF
*IF, revesteface, EQ, 1, THEN
  *IF, i, EQ, nesc, THEN
    CMSEL, S, revface, ELEM
    EALIVE, ALL
    CMSEL, S, soloface, ELEM
    EKILL, ALL
  *ENDIF
*ENDIF
*ENDIF
ESEL, S, LIVE
EPLOT
TIME, t*i
DELTIM, 0.02*dt, , dtmax
OUTRES, ESOL, LAST
ESEL, ALL
SAVE
SOLVE
*ENDDO
!
*IF, modsolo, GT, 2, OR, modrev, GT, 1, THEN
  ! Faz o cálculo após o término da construção do túnel
  *DO, i, 1, nintervalo
    TIME, t*(nesc)+i*nintervalo
    DELTIM, dt, , dtmax
    OUTRES, ESOL, LAST
    SOLVE
    SAVE
  *ENDDO
*ENDIF
FINISH
*ENDIF
!
!*****!
! 5 Pós-processamento !
!*****!
!
! mudando a cor da janela
/RGB, INDEX, 100, 100, 100, 0
/RGB, INDEX, 0, 0, 0, 15
!
! qualidade do arquivo jpeg de saída
JPEG, QUAL, 100,
JPEG, ORIENT, HORIZ
JPEG, COLOR, 2
JPEG, TMOD, 1
/GFILE, 800,
/TYPE, , 3
!
!*****!
! 5.1 Escrevendo arquivo txt com os valores !
!*****!
/POST1
ALLSEL, ALL
RSYS, 0
!
! numero de analises
*IF, modsolo, GT, 2, OR, modrev, GT, 1, THEN
  nanalises=nesc+nintervalo
*ELSE
  nanalises=nesc
*ENDIF
!
! selecionando nós
NSEL, S, LOC, X, 0.999*Re, 1.001*Re
!
! dimensionando arrays
*GET, ncount, NODE, , COUNT
*GET, ntotal, NODE, , NUM, MAX

```



```

*DIM,results,TABLE,ncount,2+nanalises
*DIM,n_y,ARRAY,ntotal
*DIM,u_x,ARRAY,ntotal
*DIM,n_sel,ARRAY,ntotal
*VGET,results(1,1),NODE,,nlist
!
! preenchendo o array results
*VGET,n_sel(1),NODE,1,NSEL
*VMASK,n_sel(1)
*VGET,n_y(1),NODE,1,LOC,y
*VOPER,n_y(1),n_y(1),MULT,1/Re
*VMASK,n_sel(1)
*VFUN,results(1,2),COMP,n_y(1)
*DO,i,1,nanalises,1
    ! identifica o passo
    *IF,i,EQ,nanalises,THEN
        SUBSET, LAST
    *ELSE
        *IF,modsolo,LE,1,AND,modrev,EQ,0,THEN
            SUBSET, LAST
        *ELSE
            SUBSET,,,,,,i
        *ENDIF
    *ENDIF
    !
    ! guarda os deslocamento x dos nós selecionados
    *VMASK,n_sel(1)
    *VGET,u_x(1),NODE,1,U,X
    !
    ! faz a operação nos deslocamentos
    *VOPER,u_x(1),u_x(1),MULT,-1/Re*100
    !
    ! guarda os resultados na coluna 2+i da tabela de resultados
    *VMASK,n_sel(1)
    *VFUN,results(1,2+i),COMP,u_x(1)
*ENDDO
!
! ordena a tabela de acordo com a segunda coluna
*MOPER,ORDER,results,sort,results(1,2)
*VSCFUN,umaximoconst,max,results(1,2+nanalises-1)
*VSCFUN,umaximofinal,max,results(1,2+nanalises)
!
! formatando grafico de convergencia
/RGB,INDEX,100,100,100,0
/RGB,INDEX,0,0,0,15
/AXLAB,X,Y/Re
/AXLAB,Y,U=-u(r=Re)/Re (%)
/XRANGE,0,1t/Re
/YRANGE,umaximofinal*1.2,0
/GROPT,DIVY,20
/GROPT,DIVX,10
/GROPT,DIG1,3
/GTHK,CURVE,1
/PLOPTS,INFO,off
!
! Graficando em arquivo
*IF,flag1,EQ,1,THEN
    /ERASE
    /SHOW,JPEG,,iso
    *DO,i,1,nanalises,1
        *IF,i,EQ,nanalises,THEN
            /COLOR,CURVE,MAGE,1
        *ELSEIF,i,EQ,nesc,THEN
            /COLOR,CURVE,YELL,1
        *ELSE
            /COLOR,CURVE,LGRA,1
        *ENDIF
        *VPLOT,results(1,2),results(1,2+i)
        /NOERASE
    *ENDDO
    /SHOW,CLOSE
    /ERASE
*ENDIF
!

```

```

! cria o arquivo com os resultados (coordenada y, final da construção, tempo final)
*IF,flag2,EQ,1,THEN
  *CREATE,ansuitmp
  *CFOPEN,%arqconv%, 'txt', ' '
  *VWRITE,results(1,2),results(1,2+nesc-1),results(1,2+nanalises) , , , , , , ,
(F10.4, ' ' , E10.4, ' ' , E10.4)
  *CFCLOS
  *END
  /INPUT,ansuitmp
  /PLOPTS,INFO,ON
*ENDIF
!
! graficando na tela do Ansys
*IF,flag3,EQ,1,THEN
  /ERASE
  *DO,i,1,nanalises,1
    *IF,i,EQ,nanalises,THEN
      /COLOR,CURVE,MAGE,1
    *ELSEIF,i,EQ,nesc,THEN
      /COLOR,CURVE,YELL,1
    *ELSE
      /COLOR,CURVE,LGRA,1
    *ENDIF
    *VPLOT,results(1,2),results(1,2+i)
  /NOERASE
  *ENDDO
  /ERASE
*ENDIF

```