



FACULDADE DE ENGENHARIA DA UNIVERSIDADE DO PORTO
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA CIVIL

SIMULAÇÃO DO COMPORTAMENTO DE JUNTAS DE BARRAGENS

MÁRIO LUIS VIDAL PIRES GENÉSIO

Dissertação apresentada à Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto para a obtenção do grau de Mestre em Estruturas de Engenharia Civil.



FACULDADE DE ENGENHARIA DA UNIVERSIDADE DO PORTO
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA CIVIL

SIMULAÇÃO DO COMPORTAMENTO DE JUNTAS DE BARRAGENS

MÁRIO LUIS VIDAL PIRES GENÉSIO

Dissertação apresentada à Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto para a obtenção do grau de Mestre em Estruturas de Engenharia Civil.

FACULDADE DE ENGENHARIA DA UNIVERSIDADE DO PORTO

DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA CIVIL

SIMULAÇÃO DO COMPORTAMENTO DE JUNTAS DE BARRAGENS

MÁRIO LUÍS VIDAL PIRES GENÉSIO

624(043) GenVar/SDM cat

UNIVERSIDADE DO PORTO	
Faculdade de Engenharia	
BIBLIOTECA A	
N.º	<u>45550</u>
CDU	_____
Data	<u> </u> / <u> </u> / 19 <u> </u>

==

PORTO, 1993

NOTA PRÉVIA

O meu sincero agradecimento e reconhecida gratidão a todas as pessoas que contribuíram para a conclusão deste trabalho e de um modo muito especial:

- Ao Professor Manuel Pinho de Miranda pela orientação recebida e pelos conselhos e encorajamentos prestados no decurso da elaboração deste trabalho.

- À Professora Madalena Teles e à Engenheira Joana de Sousa Coutinho pelo permanente incentivo, disponibilidade e valiosos esclarecimentos prestados.

- Ao Laboratório de Ensaio de Materiais, na pessoa do seu Director, Professor Joaquim Sampaio pela oportunidade e pelo apoio prestado na execução desta dissertação.

- À Paula pela introdução do texto em computador.

- Aos meus pais e irmão e à minha mulher, Emília, pelo vosso apoio e incentivo.

RESUMO

Na presente dissertação é tratado o problema das descontinuidades - juntas - nas estruturas das barragens abóbada.

Desenvolveu-se um código de cálculo automático usando o método dos elementos finitos, tratando as não linearidades devidas a essas juntas pelo método da elasticidade variável.

Foram, ainda, focados os processos de solidarização dos blocos componentes da barragem de modo a otimizar a monolitização da estrutura barragem, nomeadamente a injeção das juntas com uma calda de cimento.

Aplicou-se o modelo proposto a uma barragem abóbada, tendo-se feito comparações com os valores que resultaram da observação da referida barragem, em particular relativos ao acompanhamento da injeção das juntas.

ABSTRACT

The focus of this thesis is on contraction joints in arch dams.

A model using the finite element method is developed, assuming the non-linearities of the interface elements in a variable elasticity process. This analysis is coded in a computer program.

Processes for obtaining monolithic strength of arch dams are suggested such as the joint grouting.

The results of the developed computer code are compared with arch dams observations, particularly the results of the dam monitoring system, during the joint grouting.

ÍNDICE

1 - INTRODUÇÃO	1.1
2 - PROBLEMÁTICA DAS JUNTAS DE BARRAGENS DE BETÃO	2.1
2.1 - Generalidades	2.1
2.2 - As juntas de barragens	2.2
2.3 - Os caixotões	2.6
2.4 - A injeção de juntas de barragens	2.10
2.4.1 - As pressões de injeção e o efeito de arco	2.12
2.4.2 - Aspectos construtivos da injeção de juntas de barragens	2.13
3 - MODELO DE CÁLCULO TRIDIMENSIONAL DE BARRAGENS DE BETÃO PELO MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS	3.1
3.1 - Formulação geral	3.1
3.2 - Elementos finitos de junta	3.7
3.3 - Simulação do comportamento não linear do elemento de junta	3.12
3.4 - Simulação do meio contínuo	3.16
3.4.1 - Elementos finitos tridimensionais utilizados	3.19
3.4.1.1 - Elemento finito prismático quadrangular	3.20
3.4.1.2 - Elemento finito prismático triangular	3.25
3.5 - Simulação do meio descontínuo	3.30
3.5.1 - Elemento finito tridimensional utilizado	3.34
3.5.1.1 - Elemento finito quadrangular de junta	3.35

3.6 - Programa de cálculo automático desenvolvido	3.39
3.6.1 - Descrição das subrotinas do programa de cálculo automático desenvolvido	3.39
 4 - TESTES AO MODELO DE CÁLCULO DESENVOLVIDO	 4.1
4.1 - Generalidades	4.1
4.2 - Pilar solicitado por uma flexão composta	4.2
4.2.1 - Discretização com 2 elementos de junta	4.4
4.2.2 - Discretização com 4 elementos de junta	4.7
4.2.3 - Discretização com 8 elementos de junta	4.9
4.2.4 - Análise comparativa das três discretizações	4.12
4.3 - Análise de sensibilidade das características de rigidez da junta	4.15
 5 - APLICAÇÕES DO MODELO DE CÁLCULO À BARRAGEM ABÓBADA DE FRONHAS	 5.1
5.1 - Caracterização estrutural	5.1
5.2 - Discretização em elementos finitos	5.5
5.3 - Comportamento sob a acção da pressão hidrostática	5.8
5.4 - Injecção das juntas	5.20
 6 - CONSIDERAÇÕES FINAIS	 6.1
 BIBLIOGRAFIA	 B.1

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 2.1 - Sequência de betonagem de uma barragem.

Figura 2.2 - Construção de uma barragem abóbada.

Figura 2.3 - Junta com caixotões quadrados.

Figura 2.4 - Junta com caixotões alongados.

Figura 3.1 - Elementos finitos de junta.

Figura 3.2 - Simulação do comportamento não linear do elemento de junta.

Figura 3.3 - Elemento finito prismático quadrangular de oito pontos nodais.

Figura 3.4 - Elemento finito prismático triangular de seis pontos nodais.

Figura 3.5 - Diagrama da tensão normal em função do deslocamento normal ao elemento de junta.

Figura 3.6 - Diagrama da tensão tangencial em função do deslocamento tangencial ao elemento de junta.

Figura 3.7 - Elemento finito quadrangular de junta de oito pontos nodais.

Figura 3.8 - Fluxograma do programa de cálculo automático desenvolvido.

Figura 4.1 - Solicitação adoptada para o pilar e respostas teóricas baseadas na Resistência de Materiais.

Figura 4.2 - Discretização com 2 elementos de junta.

Figura 4.3 - Discretização com 2 elementos de junta: evolução das tensões na base.

Figura 4.4 - Discretização com 2 elementos de junta: evolução do deslocamento do ponto A.

Figura 4.5 - Discretização com 4 elementos de junta.

Figura 4.6 - Discretização com 4 elementos de junta: evolução das tensões na base.

Figura 4.7 - Discretização com 4 elementos de junta: evolução do deslocamento do ponto A.

Figura 4.8 - Discretização com 8 elementos de junta.

Figura 4.9 - Discretização com 8 elementos de junta: evolução das tensões na base.

Figura 4.10 - Discretização com 8 elementos de junta: evolução do deslocamento do ponto A.

Figura 4.11 - Tensões na base para a primeira iteração.

Figura 4.12 - Deslocamento do ponto A para a primeira iteração.

Figura 4.13 - Tensões na base para a iteração final.

Figura 4.14 - Deslocamento do ponto A para a iteração final.

Figura 4.15 - Discretização do pilar.

Figura 4.16 - Evolução do erro em compressão simples.

Figura 4.17 - Evolução do erro em flexão pura.

Figura 4.18 - Evolução do erro em flexão simples.

Figura 5.1 - Planta da barragem de Fronhas.

Figura 5.2 - Vista da barragem de Fronhas e consola central.

Figura 5.3 - Tipologia das juntas da barragem de Fronhas.

Figura 5.4 - Discretização da barragem de Fronhas.

Figura 5.5 - Discretização de um bloco da barragem de Fronhas.

Figura 5.6 - Deslocamentos radiais calculados para a consola central.

Figura 5.7 - Tensões verticais na consola central para a abertura das juntas nula.

Figura 5.8 - Tensões horizontais na consola central para a abertura das juntas nula.

Figura 5.9 - Tensões verticais na consola central para a abertura das juntas igual a 0,5 mm.

Figura 5.10 - Tensões horizontais na consola central para a abertura das juntas igual a 0,5 mm.

Figura 5.11 - Tensões verticais na consola central para a abertura das juntas igual a 1,0 mm.

Figura 5.12 - Tensões horizontais na consola central para a abertura das juntas igual a 1,0 mm.

Figura 5.13 - Tensões verticais na consola central para a abertura das juntas igual a 1,5 mm.

Figura 5.14 - Tensões horizontais na consola central para a abertura das juntas igual a 1,5 mm.

Figura 5.15 - Tensões verticais na consola central para a abertura das juntas igual a 2,0 mm.

Figura 5.16 - Tensões horizontais na consola central para a abertura das juntas igual a 2,0 mm.

Figura 5.17 - Tensões verticais a montante na consola central para diferentes aberturas das juntas.

Figura 5.18 - Tensões verticais a jusante na consola central para diferentes aberturas das juntas.

Figura 5.19 - Tensões horizontais a montante na consola central para diferentes aberturas das juntas.

Figura 5.20 - Tensões horizontais a jusante na consola central para diferentes aberturas das juntas.

Figura 5.21 - Variação das tensões verticais a montante na consola central, a diferentes níveis, em função da abertura das juntas.

Figura 5.22 - Variação das tensões verticais a jusante na consola central, a diferentes níveis, em função da abertura das juntas.

Figura 5.23 - Variação das tensões horizontais a montante na consola central, a diferentes níveis, em função da abertura das juntas.

Figura 5.24 - Variação das tensões horizontais a jusante na consola central, a diferentes níveis, em função da abertura das juntas.

Figura 5.25 - Pressões da injeção das juntas.

Figura 5.26 - Deslocamento radial de D1.

Figura 5.27 - Deslocamento radial de D2.

Figura 5.28 - Deslocamento radial de D3.

Figura 5.29 - Tensões verticais na consola central.

Figura 5.30 - Tensões horizontais na consola central.

1 - INTRODUÇÃO

No projecto de barragens abóbada tem sido habitual colocar juntas de modo a obviar os efeitos da contracção do betão, que provocam fracturação e deformações na barragem, que são perfeitamente indesejáveis, como é evidente.

Estas juntas, habitualmente espaçadas entre si de 15 a 20 metros, colocam problemas importantes aos níveis do projecto da barragem, da construção da barragem, da execução das próprias juntas e até da previsibilidade do comportamento da estrutura como um todo.

A solidarização dos diferentes blocos da barragem é geralmente imprescindível para impedir a passagem da água e para a obtenção do funcionamento monolítico da barragem. Conduzida através de injeção das juntas entre blocos adjacentes, ou por simples enchimento das mesmas com uma calda de cimento, revela-se aspecto de fundamental importância para o projectista. Podem, também, retirar-se efeitos adicionais, do tipo pré-esforço, que poderão e deverão ser considerados, pois vão alterar os estados de tensão e de deformação na barragem. A prazo, por efeito da retracção e da fluência do betão e de assentamentos da fundação, a importância deste pré-esforço tende a diminuir, se não mesmo a extinguir-se.

Neste trabalho pretende-se desenvolver um algoritmo de cálculo automático, utilizando o método dos elementos finitos, com elementos do tipo tridimensional, com a possibilidade de consideração de juntas na estrutura da barragem. Pode-se, assim, em fase

de projecto, testar quais as pressões a utilizar na injeção das juntas que poderão ser mais eficazes estruturalmente. Também durante a construção da barragem e após esta terminada, é possível comparar os valores observados com valores fundamentados teoricamente num modelo numérico. Deste modo, poderá ser mais fácil compreender alterações nos estados de tensão e deformação na barragem.

Assim, no Capítulo 2 discute-se a problemática das juntas de barragens de betão procurando-se fazer o "state of the art" destes elementos construtivos, focando os seus fundamentos teóricos, a experiência acumulada, as suas virtudes e os seus aspectos negativos. Sugerem-se, ainda, algumas vias para uma optimização em fase de projecto e algumas indicações que favorecem a sua execução.

No Capítulo 3 é apresentado o modelo de cálculo desenvolvido, utilizando o método dos elementos finitos tridimensionais, que esteve na base da elaboração de um programa de cálculo automático. A metodologia seguida para tratar a não linearidade física das juntas considera a elasticidade variável, ou seja, vai alterando a matriz de elasticidade no decorrer das iterações até se atingir a estacionaridade estrutural.

No Capítulo 4 fazem-se alguns testes ao modelo de cálculo, tratando-se casos que têm soluções analíticas simples, que fazem a aferição do modelo numérico, confirmando a validade do método iterativo utilizado. Faz-se, também, uma análise de sensibilidade às características de rigidez das juntas de modo a definir os valores a considerar para estes parâmetros.

No Capítulo 5 fazem-se aplicações do modelo a uma barragem abóbada, efectuando-se comparações com os valores que resultaram da observação dessa barragem e de cálculos efectuados com outros modelos numéricos. Em particular fazem-se cálculos com as juntas não injectadas, simula-se a injeção das juntas e efectuam-se cálculos com as juntas injectadas.

No Capítulo 6 estão sumariadas algumas das considerações mais relevantes do presente trabalho e são referidas algumas vias que poderão ser prosseguidas em trabalhos futuros.

2 - PROBLEMÁTICA DAS JUNTAS DE BARRAGENS DE BETÃO

2.1 - Generalidades

No projecto de barragens abóbada em betão é habitual preverem-se juntas, separando zonas de betonagem e gerando assim uma divisão em blocos ao longo do desenvolvimento da barragem.

As juntas de contracção de barragens são, quer para o projectista quer para o construtor, aquilo que em linguagem popular se poderá chamar "um pau de dois bicos". Se por um lado elas são consideradas imprescindíveis, pois permitem a libertação de tensões facilitando a resposta da estrutura a variações de temperatura e a assentamentos da fundação, por outro são manifestamente causa de problemas no seu projecto e na sua execução.

As juntas de barragens, além do seu papel construtivo, e que é o objecto primordial deste trabalho, estão também associadas à gestão da obra, pois as fases de betonagem estão dependentes da delimitação dos blocos da barragem gerada pelas diversas juntas. Na Fig. 2.1 estão em evidência as diversas fases de betonagem de uma barragem e a relação da sequência de construção com as juntas.

Relativamente à sua função construtiva basilar, é bem sabido que as acções térmicas devidas à contracção do betão têm reflexos muito para além do termo do período de colocação. É claro que estas acções podem ser controladas, até certa medida, utilizando

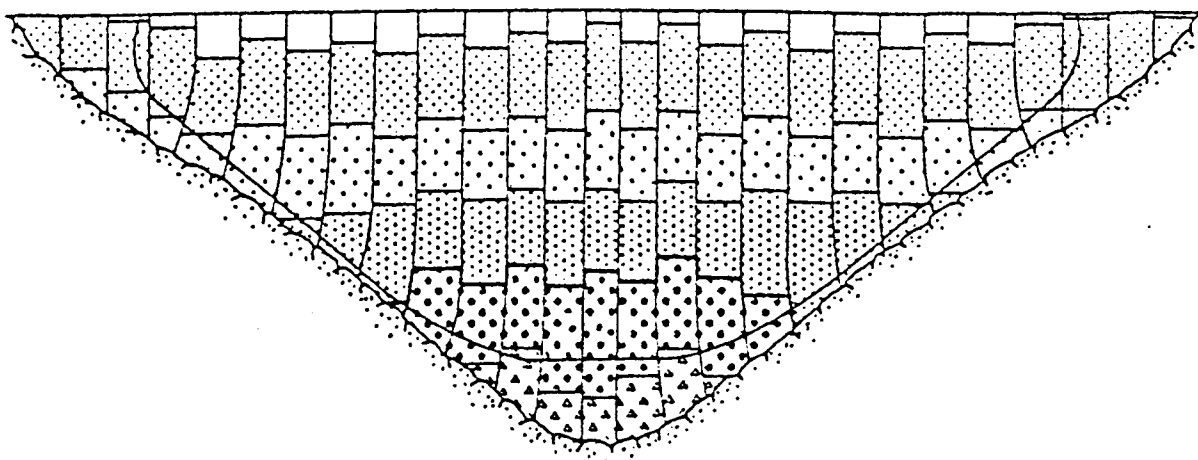


Figura 2.1 - Sequência de betonagem de uma barragem.

diversos esquemas construtivos, como sejam escolhas criteriosas do tipo de cimento e da respectiva dosagem, da composição do betão, do uso de aditivos, da temperatura de colocação, do processo de cofragem, da cadência de betonagem e do arrefecimento artificial.

2.2 - As juntas de barragens

As juntas de contracção das barragens de betão permitem, como a sua própria denominação indica, a contracção do betão por dissipação do seu calor de hidratação.

Efectivamente, as variações volumétricas originadas pelo arrefecimento do betão provocam fracturação em blocos de dimensões elevadas, geralmente, tanto maiores quanto maiores as dimensões dos blocos.

Por se haver verificado que, de uma maneira geral, blocos com 20 ou mais metros de comprimento apresentam fendilhação, os projectistas têm respeitado este limite, prevendo juntas de contracção no máximo espaçadas de 20 metros, sendo, no entanto, mais frequentes espaçamentos até cerca de 15 metros. Aliás já o Regulamento de Betões de Ligantes Hidráulicos (RBLH) preconiza, no seu artigo 27º que, quando se procede à betonagem de grandes massas, a proporção das dimensões dos blocos entre juntas, em planta, não deve exceder a relação 3 para 1 não devendo a dimensão mínima ultrapassar os 15 metros. Em barragens estamos habitualmente entre as duas situações que se descrevem a seguir. Uma, quando consideramos a espessura mínima ao longo das consolas verticais da barragem e que podemos tomar como 5 metros, que conduz a espaçamentos entre juntas de cerca de 15 metros. Outra, quando consideramos a espessura máxima ao longo das mesmas consolas e que podemos indicar como exemplo, 45 metros, apontando para espaçamento máximo entre juntas (dimensão mínima no RBLH) de 15 metros. Para barragens com espessuras superiores a 45 metros poder-se-ão prever juntas à espessura.

Havendo possibilidade de fazer um eficaz controlo da temperatura do betão, estes valores podem não ser respeitados mas, como na generalidade das situações esse controlo implica custos adicionais elevados, são raros esses casos. Sublinhe-se, no entanto, que a fracturação surge com mais incidência em zonas submetidas a variações bruscas da temperatura ambiente e, assim, dispositivos de controlo da temperatura poderão ser necessários, em situações climáticas adversas, mesmo em blocos com dimensões ditas "habituais".

As juntas podem apresentar-se com formas muito variadas, de acordo, aliás, com o projecto da barragem, mas são quase sempre radiais e planas. Também, de maneira geral, são verticais ou aproximadamente verticais. Deste modo, tenta-se evitar que surjam zonas singulares, devido às formas complexas das juntas, tentando-se obter a regularidade e a simetria, casos em que o desenvolvimento das tensões é mais uniforme. No entanto, devido aos arcos serem mais curvos na parte inferior da barragem, as juntas verticais ficam nesta zona enviezadas relativamente aos paramentos.

Alguns projectistas consideram que se devem encurvar as juntas próximo da base, de modo a torná-las perpendiculares às fundações e, deste modo, evitar os ângulos agudos formados entre os planos das juntas e a superfície da fundação. Como desvantagens deste procedimento podem-se apresentar as dificuldades construtivas e as tensões devidas à acção do peso próprio do betão que vai actuar excentricamente na fundação originando diagramas do tipo "dente de serra". Até ao momento não parece que o agravamento dos custos associados a este procedimento seja justificado e daí que tenha vindo a ser progressivamente abandonado. Sublinhe-se que a generalidade das juntas verticais planas que se construíram tem funcionado bem e, se não, também não se crê que o seu comportamento possa melhorar de modo significativo, introduzindo esta alteração.

É frequente, por outro lado, construir as juntas com um ligeiro empeno, de modo a que as superfícies das juntas sejam normais aos paramentos da barragem.

Acrescente-se desde já que, apesar das juntas terem, de um modo geral, um desenvolvimento plano, são habitualmente dotadas de recortes, denominados caixotões ("shear boxes" na nomenclatura anglo-saxónica), que serão abordados com mais pormenor em 2.3.

Para barragens muito espessas, com espessuras da ordem de grandeza dos valores limites anteriormente apontados, podem ainda, ser previstas juntas paralelas aos paramentos da barragem. Se bem que seja um procedimento incomum, que acarreta custos elevados e que coloca problemas complicadíssimos para a construção da barragem, pode ser uma via utilizável e que já provou, dentro de um quadro específico, a sua eficiência. Mas, de uma maneira geral têm vindo a ser abandonadas, aliás, como também acontece com juntas de espessuras significativas. Pode é acontecer que o projecto da barragem preveja mais do que uma fase de construção, implicando reforços à espessura da barragem. Nesta situação, a separação entre a fase, ou fases, já construídas e a fase a construir constitui uma junta, Fig. 2.2.

Dado que a realização de juntas representa custos consideráveis, tem havido projectistas que, contestando de alguma forma a sua necessidade e sublinhando os seus aspectos negativos, têm tentado restringir o seu uso. É claro que a redução do número de juntas depara também com as dificuldades em disponibilizar meios para a colocação de grandes massas de betão e correlativamente de meios para o controlo térmico.

Particularmente em Portugal, existem alguns exemplos de barragens em que houve um critério diferente do habitual na localização das juntas e que permite reduzir o seu número: perto da base da barragem as juntas são colocadas com os espaçamentos dentro da gama já referida de 15 a 20 metros, já que elas são necessárias, pois mobilizam-se resistências à tracção do betão por parte da fundação da barragem, que impedem os deslocamentos desta, causando assim fendilhação; na parte superior da barragem, preconizam-se espaçamentos maiores, com valores duplos dos anteriores, por eliminação de uma em cada duas juntas.

Quando uma barragem abóbada está fundada sobre solos com baixas capacidades resistentes ou quando o perfil longitudinal do contacto com a fundação é irregular, é frequente executar um outro tipo de juntas, denominadas juntas perimetrais. Estas juntas envolvem toda a barragem separando-a de uma base espessa de betão, tradicionalmente conhecida por pulvino.

2.3 - Os caixotões

Em barragens de betão, quer funcionem por gravidade quer sejam em abóbada, as juntas de contracção têm frequentemente a sua superfície dotada de recortes, denominados correntemente caixotões, a que correspondem, na literatura inglesa, as "shear boxes", termo mais explícito que o português e que pretende explicar o seu funcionamento mecânico. Efectivamente, a sua necessidade resulta de serem um modo de prevenir a rotura por deslizamento de blocos adjacentes da barragem. Este pretendido efeito é, frequentemente, desnecessário já que a direcção dos esforços é geralmente favorável e por si elimina os riscos de serem geradas forças de corte no plano das juntas. Daí que, alguns projectistas usem caixotões criteriosamente, em localizações em que as forças de compressão não possam assumir esse papel, e outros nem mesmo os projectem. No entanto, é opinião comum que os caixotões devem ser executados como medida de precaução, quer para favorecer o comportamento global da barragem, quer para obviar os efeitos das acções devidas aos sismos antes da barragem estar terminada. É também conveniente usar mais

frequentemente os caixotões em barragens mais finas que em barragens espessas.

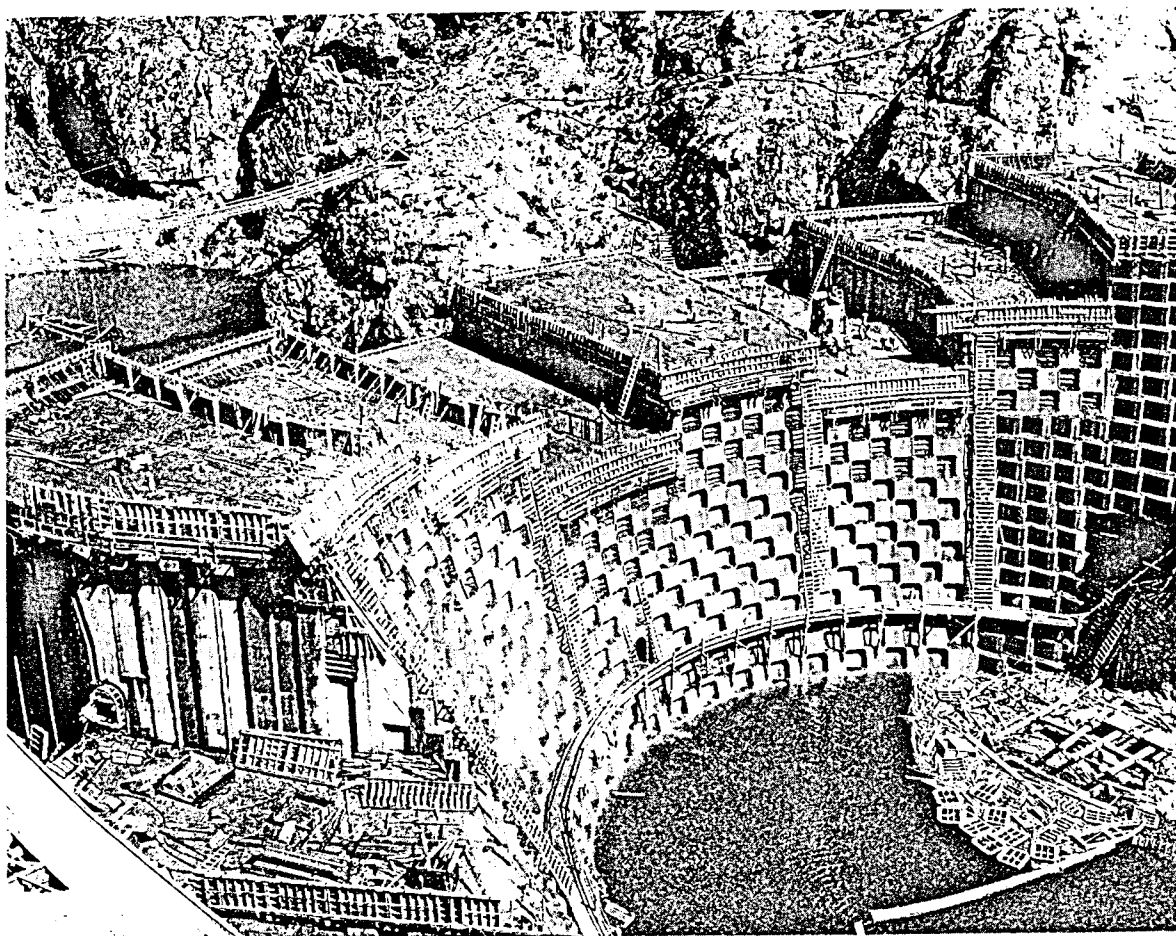


Figura 2.2 - Construção de uma barragem abóbada.

Refira-se que em barragens construídas por fases dever-se-ão dispôr caixotões na superfície de separação com a fase seguinte, que constitui uma junta. Na Fig. 2.2 pode observar-se a construção de uma barragem em que estão previstos reforços à espessura.

Na parte lateral de cada bloco estão construídos caixotões contínuos e foram previstos também caixotões no paramento de jusante para dar continuidade para a fase seguinte de construção.

As proporções que os caixotões assumem podem ser muito diversificadas e estão geralmente associadas ao ritmo de desenvolvimento da abóbada, à experiência do projectista e aos meios disponíveis em estaleiro. Os caixotões têm formas habitualmente regulares, estando distribuídos mais ou menos uniformemente na superfície de interface dos diferentes blocos. Os caixotões quadrados ou rectangulares são os mais convenientes, estando os níveis em que estão dispostos associados a camadas de betonagem. Na Fig. 2.3 estão representados caixotões quadrados. Com estas formas consegue-se uma melhor uniformidade de transmissão de esforços que com caixotões rectangulares alongados, que têm a desvantagem de intersectarem rapidamente os paramentos da barragem, particularmente as que têm consolas mais inclinadas. Na Fig. 2.4 vê-se uma junta com caixotões salientes com a forma alongada. Verifica-se que degeneram para rectângulos mais curtos quando encontram os paramentos por via da inclinação destes.

Evidentemente, a execução dos caixotões complica o andamento dos trabalhos na barragem, pois é necessário proceder à disposição dos moldes na cofragem dos blocos da barragem, executar a betonagem com cuidados suplementares nestas zonas e prever dispositivos para a retirada dos moldes.

Precisamente para facilitar a retirada dos moldes, estes são concebidos com algumas particularidades como dispor de lados oblíquos ao plano da junta ou estando aparafusados à cofragem da barragem. Existe experiência de caixotões executados com moldes perdidos de betão que, ficando incorporados na barragem, evitam a necessidade do seu

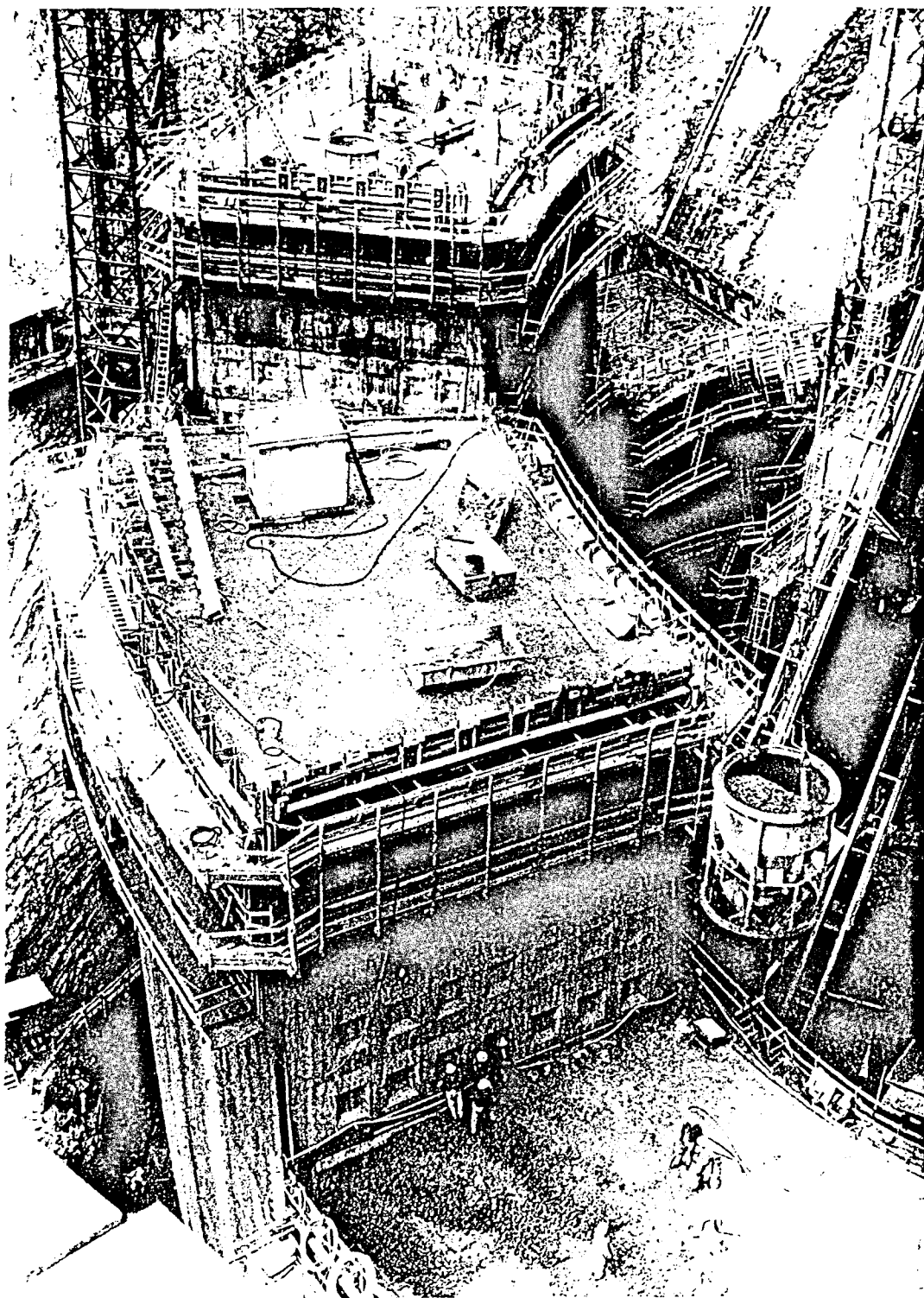


Figura 2.3 - Junta com caixotões quadrados.

desmonte. Além disso, com estes moldes pré-fabricados não se torna necessário que a betonagem dos blocos se faça em diferentes níveis, podendo ser conduzida em simultâneo dos dois lados da junta.

2.4 - A injeção de juntas de barragens

Nas secções anteriores tem-se sublinhado a independência da betonagem dos diversos blocos separados por juntas, que constituem a barragem. Mas, o que efectivamente se pretende é que estes blocos funcionem solidariamente entre si, constituindo uma estrutura monolítica e minimizando a existência das secções singulares que são as juntas.

O processo de obter a monolitização da barragem passa pela injeção das juntas com uma calda de cimento muito fluida. Acrescente-se que esta calda de cimento é habitualmente injectada, mas também pode ser feita a sua deposição nas juntas. Só que como esta deposição não é feita a pressão zero, por um lado, porque assim ela não poderia preencher completamente a junta, e por outro lado, ainda que a pressão na parte superior da junta fosse zero, devido ao peso da coluna de calda, existiriam, pelo menos, as pressões gravíticas a cada nível da junta. Resulta que estamos sempre perante um caso de injeção de juntas, apesar de esta última expressão ser geralmente reservada para quando é introduzida a calda de cimento com uma determinada sobrepressão.

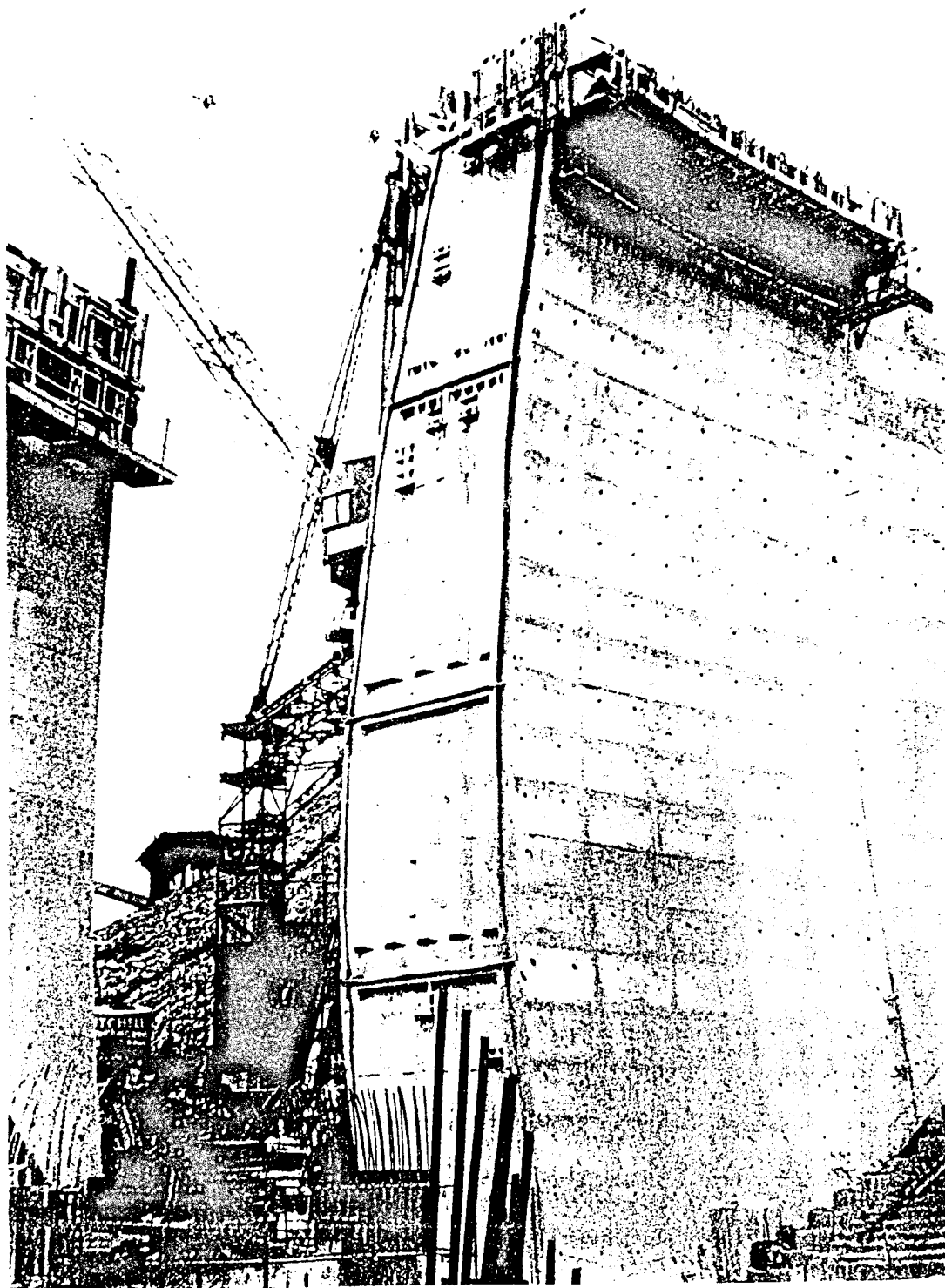


Figura 2.4 - Junta com caixotões alongados.

A injeção das juntas é uma operação complexa e que deve ser executada com o maior controlo possível dos factores envolvidos. Entre outros, podemos apontar: a temperatura do betão da barragem, a temperatura ambiente, a abertura das juntas, a pressão da injeção, os dispositivos de injeção (condutas, colectores, e outros), os dispositivos de estanquidade, os estados de tensão e de deformação no momento da injeção e o ritmo de injeção.

Com a injeção das juntas pretende-se, também, criar uma determinada compressão nos arcos, resultando num efeito do tipo pré-esforço e não será este o objectivo menor desta operação.

2.4.1 - As pressões de injeção e o efeito de arco

Para o bom êxito da injeção das juntas é muito importante a escolha cuidada das pressões de injeção.

Pretendendo-se obter um pré-esforço dos arcos da barragem, existem diversas formas de proceder à injeção das juntas, sendo que as mais tradicionais começam por proceder à injeção dos compartimentos inferiores, tentando manter as características de simetria da barragem. Com este procedimento conseguem-se boas resistências na base da barragem e os esforços de flexão induzidos pela subsequente injeção superior não provocam, por sua vez, esforços de flexão significativos naquele nível.

No entanto, sublinhe-se que a escolha das pressões da calda deve ter em conta que, ao fazer-se a injeção das juntas, estas vão abrir, causando uma extensão no desenvolvimento dos arcos e logo um deslocamento para montante do coroamento da barragem.

Este movimento para montante vai originar um aumento dos esforços de flexão verticais o que se traduz em maiores esforços de compressão no pé de montante, o que é favorável para a estabilidade estrutural mas, em contrapartida, aumentam os esforços de tracção no lado de jusante, particularmente na base da barragem, o que não é desejável. De facto, a elevação do nível das tensões de tracção no pé de jusante pode conduzir a fracturação horizontal. Especial atenção deve ser posta, no desenvolvimento desta fracturação aquando da injeção das juntas.

De qualquer modo, o efeito de arco por aplicação de sobrepressões na calda de injeção não tem, necessariamente, uma acção permanente pois que a deformação do betão por fluência contraria e reduz significativamente esse pré-esforço.

2.4.2 - Aspectos construtivos da injeção de juntas de barragens

Os procedimentos a adoptar num programa de injeção de juntas com uma calda de cimento, estão dependentes do equipamento utilizado e do projecto da barragem. No entanto, de um modo geral, a injeção de juntas requiere que se realizem um certo número de operações executadas criteriosamente. São estas operações que se compilaram e que se apresentam nesta secção, salvaguardando que cada barragem é um caso e que outros procedimentos, aqui não indicados, possam ser necessários. A inversa é, também, verdadeira, podendo-se omitir ou alterar algumas das operações preconizadas.

A injeção de juntas exige que se instalem ou se executem, previamente, os dispositivos de injeção que, de um modo geral, compreendem: as ranhuras de injeção, os tubos de condução às ranhuras de injeção, as ranhuras colectoras e os tubos de saída da

ranhura colectora, além das lâminas de estanquidade, delimitadoras dos compartimentos de injeção. Na Fig. 2.4 estas estão patentes junto aos paramentos e a separar níveis de injeção de juntas.

Quando se for iniciar uma dada campanha de injeção procede-se à lavagem dos compartimentos abrangidos e aos testes de água. Esta fase é particularmente importante pois permite detectar anomalias, de modo a posteriormente corrigi-las, para que a injeção decorra da melhor maneira possível.

Finalmente procede-se à injeção das juntas, que deve ser observada cuidadosamente, instrumentando exaustivamente a barragem e registando as observações de forma a poder-se acompanhar o comportamento da estrutura.

O programa de injeção das juntas faz parte do projecto de uma barragem mas, dada a sua especificidade, deve constituir-se em parte autónoma.

De um modo geral, o programa de injeção das juntas é constituído por uma memória descritiva e justificativa e por um conjunto de desenhos, integrando:

1. O esquema de injeção, figurando os dispositivos de injeção primária e, se for o caso, de injeção secundária.
2. O momento em que se procede à injeção e os níveis até aos quais os blocos podem ser construídos. Procura-se definir a época do ano em que se fará a injeção e se esta decorre depois de todos os blocos estarem completamente betonados ou não, e neste caso, quais os compartimentos que serão injectados em cada campanha de injeção.
3. A sequência em que os diversos compartimentos devem ser injectados.
4. A definição das pressões de injeção para cada junta em cada compartimento. Devem, ainda, ser indicados os valores entre os quais pode flutuar a pressão de

injecção, particularmente o limite máximo. Dadas as limitações impostas pela resistência das lâminas e pelos processos de fixação destas, não é habitual fazer injecções a pressões superiores a 0,650 MPa.

5. Os valores previstos para as aberturas das juntas da barragem devidas à injecção de cada junta, assim como os deslocamentos diferenciais entre blocos adjacentes.
6. Os valores previstos para os deslocamentos radiais de cada bloco devidos à injecção das juntas.
7. A temperatura do betão em cada compartimento a injectar e nos compartimentos adjacentes a esse, no momento em que se proceda à injecção.

Como já foi referido, antes da injecção das juntas com uma calda de cimento, estas devem ser lavadas e testadas com água às pressões máximas previsíveis. Com a lavagem das juntas pretende-se desimpedir os tubos e as ranhuras de betão ou de outros materiais que, eventualmente, aí se tenham depositado aquando da instalação desses dispositivos ou da betonagem. Seguidamente, procede-se aos testes com água, conduzidos às pressões máximas previsíveis para a injecção, de modo a verificar o funcionamento dos dispositivos de injecção e a detectar fugas que deverão ser reparadas. A injecção com água permite, além disso, determinar o volume total do compartimento a injectar para a abertura correspondente às pressões previstas, podendo-se assim definir qual a quantidade de calda a injectar. Deve-se, assim, atender aos seguintes procedimentos:

1. Antes de se proceder aos testes de água, as juntas devem ser lavadas. Deste modo, cada compartimento a ser testado deve ser previamente preenchido com água e lavado. As pressões máximas usadas na lavagem das juntas não devem ser superiores a 200 KPa. Caso se registem obstruções nas juntas que não possam ser eliminadas com água dentro deste nível de pressões, poder-se-á subir até aos níveis máximos

admissíveis para a injeção com a calda de cimento. Se mesmo assim se mantiverem as obstruções injectar-se-á ar nas juntas, processo a que se recorrerá em última instância.

2. A seguir à lavagem, todos os compartimentos a injectar deverão ser saturados com água de modo a fazer a verificação dos circuitos de injeção. Conservam-se os compartimentos saturados durante algum tempo, normalmente algumas horas. Procede-se, então, ao aumento gradual da pressão nas juntas até se atingirem as pressões previstas para a injeção da calda. Estas pressões devem ser mantidas nos compartimentos, enquanto são medidos os deslocamentos dos blocos, a abertura ao longo das juntas e as perdas de pressão no líquido.
3. É fundamental que durante os testes de água sejam detectadas todas as fugas de água e que estas sejam seladas. Se houver compartimentos que se apresentem obturados, poder-se-á drenar o líquido e proceder a nova operação de lavagem.

Finalmente, procede-se à injeção das juntas com uma calda de cimento de traço apropriado. A menos de operações específicas adequadas a cada barragem, os seguintes procedimentos devem ser seguidos:

1. A injeção das juntas de uma barragem pode ser conduzida compartimento a compartimento ou em grupos de compartimentos, procedendo sempre que possível de modo simétrico relativamente ao fecho. É claro que será necessário dispôr de mais equipamentos neste último caso, mas conseguir-se-á uma maior rapidez no processo e uma melhor distribuição final de tensões na barragem.
2. Os tubos de condução da calda e de retorno devem ficar próximos das ranhuras de injeção e das ranhuras colectoras do compartimento a injectar.

3. Antes da injeção começar, todos os compartimentos a injectar devem ser preenchidos com água, a pressão bastante inferior às previstas para a injeção. Esta situação manter-se-á durante cerca de 24 horas.
4. Nos instantes que precedem a injeção, a pressão da água deve ser aumentada até se atingir a pressão prevista. Esta pressão deve ser mantida nos compartimentos que estão a equilibrar as pressões de injeção, até pelo menos 6 horas depois de todos os compartimentos terem sido injectados.
5. A injeção de um dado compartimento deve ser conduzida de modo a que a calda possa estabilizar na junta. Assim, a taxa de enchimento da junta, na vertical, não deve exceder 60 cm por minuto, podendo esta taxa ser controlada pela quantidade de calda injectada.
6. As operações de injeção devem iniciar-se com a injeção de uma calda fluida, de baixa densidade, de traço 1/4, mantendo-se a pressão especificada. Quando a calda estiver a sair pela ranhura colectora na parte superior do compartimento em injeção, a calda deve ser substituída por outra de maior densidade. Vai-se engrossando, assim, sucessivamente a calda, até se atingir o traço previsto, habitualmente 2/1 mas que pode ser ainda de densidade superior. Deve ter-se em atenção que as quantidades de calda injectadas não devem ser diferentes, e muito menos inferiores, às da primeira calda, pois então restaria na junta esta calda de menor resistência.
7. Considera-se concluída a injeção de um dado compartimento quando a densidade da calda à saída da ranhura colectora for igual à da entrada e com a densidade e a pressão previstas.
8. Logo que um compartimento de uma junta esteja completamente preenchido com a primeira calda, de baixa densidade, deve-se fazer a circulação de água em com-

partimentos adjacentes a esse, e não injectados, de modo a detectar e remover alguma fuga de calda, originada por deficiência das lâminas de compartimentação. Esta circulação de água deve ser mantida até passadas 6 horas depois de acabada a injeção do compartimento em causa.

9. Se ocorre um entupimento de compartimentos não injectados, adjacentes ao compartimento em injeção, então essas zonas devem ser cuidadosamente lavadas com água até todos os restos de calda serem removidos, devendo evitar-se usar ar. Todo o dispositivo de injeção deve ser reverificado e testado antes de ser injectado.
10. Se houver fugas de calda para os compartimentos superiores, pode fazer-se uma injeção final com a calda de traço previsto adicionada com bentonite.

3 - MODELO DE CÁLCULO TRIDIMENSIONAL DE BARRAGENS DE BETÃO PELO MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS

3.1 - Formulação geral

Na formulação geral das matrizes características dos elementos finitos, utiliza-se a via que preconiza a fixação dos campos de deslocamentos nos elementos considerando o princípio da estacionaridade da energia potencial total (M. Teles, 1985).

Seja uma estrutura em equilíbrio tridimensional, definida num sistema de eixos cartesianos x_m ($m = 1, 2, 3$), subdividida num conjunto de E elementos finitos, referenciados a esse mesmo sistema de eixos, pelas coordenadas dos pontos nodais x_{im}^e ($i = 1, 2, \dots, P$). Os deslocamentos U_m de um ponto de um elemento podem ser expressos em função dos deslocamentos dos pontos nodais U_{im}^e por meio de funções de interpolação de coordenadas N_i ,

$$U_m = N_i U_{im}^e \quad (3.1)$$

$$(i = 1, 2, \dots, P)$$

$$(m = 1, 2, 3)$$

sendo P o número de pontos nodais do elemento.

As funções de interpolação são definidas em coordenadas naturais do elemento, coordenadas de volume L_M ($M = 1, 2, 3, 4$) ou coordenadas y_n ($n = 1, 2, 3$), que tomam valores entre -1 e +1.

Para os elementos isoparamétricos, a transformação entre coordenadas naturais e coordenadas cartesianas efectua-se por diferenciação de

$$x_k = N_i(y_n) x_{ik}^e \quad (3.2)$$

ou

$$x_k = N_i(L_n) x_{ik}^e \quad (3.3)$$

$$(i = 1, 2, \dots, P)$$

$$(k = 1, 2, 3)$$

$$(n = 1, 2, 3, 4)$$

vindo para coordenadas y_n

$$dx_k = \left(\frac{\partial N_i}{\partial y_n} x_{ik}^e \right) dy_n = J_{kn} dy_n \quad (3.4)$$

$$(i = 1, 2, \dots, P)$$

$$(k, n = 1, 2, 3)$$

e para coordenadas de volume,

$$dx_k = \left(\frac{\partial N_i}{\partial L_n} x_{ik}^e \right) dL_n = J_{kn} dL_n \quad (3.5)$$

$$(i = 1, 2, \dots, P)$$

$$(k = 1, 2, 3)$$

$$(n = 1, 2, 3, 4)$$

As deformações ϵ_p podem ser definidas em função dos deslocamentos dos pontos nodais através de um operador diferencial F_{pm} independente dos deslocamentos, na hipótese de deformações infinitesimais lineares,

$$\epsilon_p = F_{pm} U_m = F_{pm} N_i U_{im}^e = A_{pim} U_{im}^e \quad (3.6)$$

$$(i = 1, 2, \dots, P)$$

$$(p = 1, 2, \dots, 6)$$

$$(m = 1, 2, 3)$$

A relação entre deformações e deslocamentos, considerando o meio contínuo, pode ser dada por

$$\begin{bmatrix} \epsilon_p \\ \gamma_{pq} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{\partial U_p}{\partial x_p} \\ \frac{\partial U_p}{\partial x_q} + \frac{\partial U_q}{\partial x_p} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{\partial}{\partial x_p} \delta_{mp} \\ \frac{\partial}{\partial x_q} \delta_{mp} + \frac{\partial}{\partial x_p} \delta_{mq} \end{bmatrix} U_m \quad (3.7)$$

$$p = (1, 2, 3 \ ; \ q = 2, 3, 1)$$

$$(m = 1, 2, 3)$$

e representando δ_{mp} o símbolo de Kronecker.

As expressões que relacionam as derivadas de deslocamentos em relação às coordenadas cartesianas podem ser calculadas por

$$\frac{\partial U_m}{\partial x_q} = \left(\frac{\partial N_i}{\partial y_j} \frac{\partial y_j}{\partial x_q} \right) U_{im}^e = A_{ik} U_{im}^e \quad (3.8)$$

$$(i = 1, 2, \dots, P)$$

$$(k, j = 1, 2, 3)$$

O vector apresentado em (3.7) virá, então:

$$\begin{bmatrix} \epsilon_p \\ \gamma_{pq} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} A_{ip} \delta_{mp} \\ A_{iq} \delta_{mp} + A_{ip} \delta_{mq} \end{bmatrix} U_{im}^e \quad (3.9)$$

As tensões, para a hipótese de comportamento elástico linear, serão dadas por

$$\sigma_p = D_{pq} A_{qjn} U_{jn}^e - D_{pq} \epsilon_q^o + \sigma_p^o \quad (3.10)$$

$$(j = 1, 2, \dots, P)$$

$$(n = 1, 2, 3)$$

$$(p, q = 1, 2, \dots, 6)$$

em que D_{pq} representa a matriz de elasticidade e ϵ_q^o e σ_p^o representam, respectivamente, as deformações iniciais e as tensões iniciais.

Se, na expressão anterior, separarmos os termos que envolvem as tensões normais e tangenciais e, além disso, se trabalharmos com um referencial cartesiano associado às direcções de ortotropia, podemos escrever essa mesma expressão na forma seguinte:

$$\begin{bmatrix} \sigma_p \\ \tau_{pq} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} D_{pn} & 0 \\ 0 & G_p \end{bmatrix} \left(\begin{bmatrix} \epsilon_n \\ \gamma_{pq} \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} \epsilon_n^o \\ \gamma_{pq}^o \end{bmatrix} \right) + \begin{bmatrix} \sigma_p^o \\ \tau_{pq}^o \end{bmatrix} \quad (3.11)$$

Considerando que as deformações iniciais são de origem térmica, correspondendo a variações de temperatura ΔT a expressão (3.11) pode vir,

$$\begin{bmatrix} \sigma_p \\ \tau_{pq} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} D_{pn} & 0 \\ 0 & G_p \end{bmatrix} \left(\begin{bmatrix} \epsilon_n \\ \gamma_{pq} \end{bmatrix} - \Delta T \begin{bmatrix} \alpha_n \\ 0 \end{bmatrix} \right) + \begin{bmatrix} \sigma_p^o \\ \tau_{pq}^o \end{bmatrix} \quad (3.12)$$

Utilizando (3.9) virá

$$\begin{bmatrix} \sigma_p \\ \tau_{pq} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} D_{pn} A_{ip} \delta_{np} \\ G_p (A_{jq} \delta_{np} + A_{jp} \delta_{nq}) \end{bmatrix} U_{jn}^e - \Delta T \begin{bmatrix} D_{pn} \alpha_n \\ 0 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \sigma_p^o \\ \tau_{pq}^o \end{bmatrix} \quad (3.13)$$

Se representarmos por Q_m e P_m as forças distribuídas no volume e na fronteira dos elementos e utilizarmos (3.6) e (3.10) nas já referidas condições de estacionaridade da energia potencial total, obtemos as equações de equilíbrio do elemento

$$K_{ijmn}^e U_{jn}^e = Q_{im}^e + P_{im}^e + S_{im}^e + T_{im}^e \quad (3.14)$$

$$(i, j = 1, 2, \dots, P)$$

$$(m, n = 1, 2, 3)$$

representando K_{ijmn}^e a matriz de rigidez do elemento e por $Q_{im}^e, P_{im}^e, S_{im}^e$ e T_{im}^e , respectivamente, as forças nodais equivalentes a forças mássicas, a forças de superfície e a deformações e tensões iniciais.

Os termos gerais destas matrizes são dados por:

$$K_{ijmn}^e = \int_V A_{pim} D_{pq} A_{qjn} dV \quad (3.15)$$

$$Q_{im}^e = \int_V N_i Q_m dV \quad (3.16)$$

$$P_{im}^e = \int_S N_i P_m dS \quad (3.17)$$

$$S_{im}^e = \int_V A_{pim} D_{pq} \epsilon_q^o dV \quad (3.18)$$

$$T_{im}^e = - \int_V A_{pim} \sigma_p^o dV \quad (3.19)$$

Utilizando na expressão (3.14) as matrizes (3.9) e (3.13) obtemos o termo geral da matriz de rigidez

$$K_{ijmn}^e = \int_V [A_{im} D_{mn} A_{jn} + (A_{ip} \delta_{mq} + A_{iq} \delta_{mp}) G_p (A_{jq} \delta_{np} + A_{jp} \delta_{nq})] dV \quad (3.20)$$

$$(i, j = 1, 2, \dots, P)$$

$$(p = 1, 2, 3; q = 2, 3, 1)$$

$$(m, n = 1, 2, 3)$$

em que K_{ijmn}^e representa a força no nó i , segundo a direcção m , quando se aplica no nó j , um deslocamento unitário na direcção n .

Depois de estabelecidas as matrizes de rigidez de todos os elementos nos referenciais locais, e de se introduzirem as condições de compatibilidade de deslocamentos dos pontos nodais do elemento, procede-se ao seu espalhamento de modo a obter-se a equação geral definidora da estrutura.

Este espalhamento é conduzido tomando uma matriz quadrada de ordem igual ao número de graus de liberdade em todos os pontos nodais e espalhando nesta as matrizes de rigidez dos elementos nas posições correspondentes aos respectivos pontos nodais. Procede-se de modo semelhante para os termos independentes.

Podemos, assim, escrever a equação matricial

$$KU = S \quad (3.21)$$

em que K é a matriz de rigidez global da estrutura, U o vector dos deslocamentos e S o vector das forças nodais.

Para que o problema seja resolúvel é necessário tomar determinadas condições de apoio sob a forma de reacções, que equilibram as solicitações aplicadas à estrutura, expressas em função dos deslocamentos pela equação

$$R = -K'U \quad (3.22)$$

em que K' é a matriz de rigidez correspondente aos apoios.

A equação global de equilíbrio definidora do problema poderá escrever-se na forma

$$(K + K')U = S \quad (3.23)$$

A formulação adoptada para a matriz K' , associada às ligações exteriores, é do tipo Winkler. Nesta formulação admite-se que não existe interacção entre pontos adjacentes da fundação, o que implica que as forças num dos pontos da fundação dependam apenas dos deslocamentos nesse mesmo ponto.

Utilizam-se os coeficientes de Vogt, determinados a partir das deformações de uma superfície rectangular plana da fundação quando é solicitada por um conjunto de cargas distribuídas .

Depois de introduzidas as condições de apoio, traduzindo a forma que assumem as ligações ao exterior, a matriz de rigidez global deixa de ser singular, passando o sistema de equações que lhe está associado a ter solução.

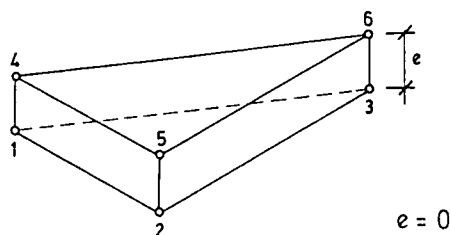
3.2 - Elementos finitos de junta

Neste trabalho considera-se que as superfícies de interface entre blocos sucessivos da barragem são bem representadas por elementos finitos superficiais de junta.

Estes elementos de junta são definidos por duas superfícies, eventualmente a distância nula, discretizadas por dois conjuntos de igual número de pontos nodais.

Os elementos finitos de junta mais utilizados para equilíbrios tridimensionais são de dois tipos, correspondendo a elementos do tipo triangular, com seis pontos nodais e elementos do tipo quadrangular com oito e dezasseis pontos nodais, Fig. 3.1.

Elemento Triangular



Elementos Quadrangulares

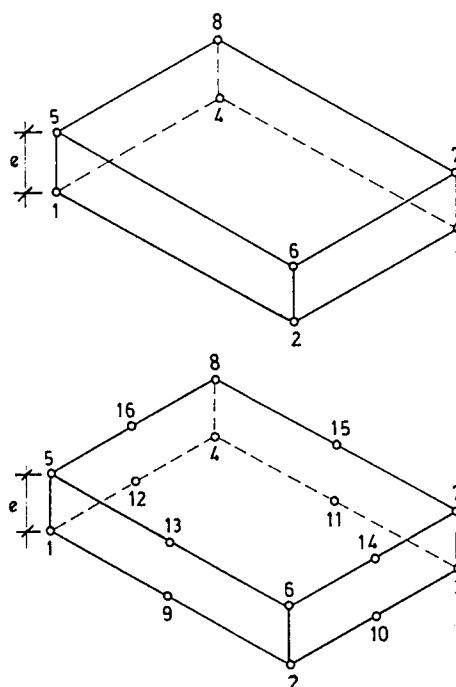


Figura 3.1 - Elementos Finitos de Junta.

Seja um sistema de eixos local, associado ao elemento, em que as coordenadas de um qualquer ponto desse elemento podem ser expressas em função das coordenadas dos pontos nodais, vindo

$$(x_m)_k = N_i(x_{im}^e)_k \quad (3.24)$$

$$(i = 1, 2, \dots, \bar{P})$$

$$(m = 1, 2, 3)$$

$$(k = 1, 2)$$

em que N_i são as funções interpoladoras de coordenadas e também de deslocamentos, k toma o valor 1 para a face inferior e 2 para a face superior e $\bar{P}$ é o número de pontos nodais em cada face do elemento.

Para a interpolação dos deslocamentos nas duas faces do elemento (inferior e superior), tomam-se leis idênticas de variação de deslocamentos $(U'_m)_k$ em função dos deslocamentos tangenciais e normais dos pontos nodais em cada face $(U'_{im})_k$

$$(U'_m)_k = N_i(U'_{im})_k \quad (3.25)$$

$$(i = 1, 2, \dots, \bar{P})$$

$$(m = 1, 2, 3)$$

$$(k = 1, 2)$$

As deformações para este tipo de elementos são determinadas pelo deslocamento normal e tangencial relativo entre pontos com coordenadas idênticas nas duas faces.

Podemos, assim, escrever o vector que representa as deformações tangenciais e normal, ϵ'_m , como,

$$\epsilon'_m = \begin{bmatrix} \gamma_{T1} \\ \gamma_{T2} \\ \delta_N \end{bmatrix} = N_i \left[(U'_{im})_2 - (U'_{im})_1 \right] \quad (3.26)$$

$$(i = 1, 2, \dots, \bar{P})$$

$$(m = 1, 2, 3)$$

em que as duas deformações tangenciais são γ_{T_1} e γ_{T_2} e δ_N é a deformação normal à junta.

Se numerarmos em primeiro lugar os pontos nodais da face inferior, nomeada de face 1, e depois os pontos nodais da face superior, nomeada de face 2, seguindo uma ordem igual à da face inferior, as deformações tangenciais e normal podem ser expressas em função dos deslocamentos dos pontos nodais, nos eixos locais, por:

$$\begin{aligned} \epsilon'_m &= (-1)^r N_i U'_{im} & (3.27) \\ (i &= 1, 2, \dots, P) \\ (m &= 1, 2, 3) \\ (r &= i/(\bar{P} + 1) + 1) \end{aligned}$$

em que P é o número total de pontos nodais do elemento e igual a $2\bar{P}$.

Para que as deformações venham expressas em função dos deslocamentos reportados aos eixos exteriores, determina-se uma matriz de rotação T_{mn} ($m, n = 1, 2, 3$), calculada a partir dos cossenos directores de vectores tangentes à junta ($\vec{i}_1$ e $\vec{i}_2$) e do vector normal ($\vec{i}_3$).

Os vectores tangentes à superfície da junta vêm, assim, dados por:

$$\begin{aligned} \vec{i}_i &= \frac{\partial x_k}{\partial y_i} \vec{e}_k & (3.28) \\ (i &= 1, 2) \\ (k &= 1, 2, 3) \end{aligned}$$

em que $\vec{e}_k$ são os vectores unitários do sistema de eixos trinormado global.

O vector normal virá, então,

$$\vec{i}_3 = \vec{i}_1 \wedge \vec{i}_2 \quad (3.29)$$

Donde, podemos escrever,

$$U'_m = T_{mn} U_n \quad (3.30)$$

$$(m, n = 1, 2, 3)$$

Podemos, também, escrever as deformações em função dos deslocamentos nos eixos globais,

$$\epsilon'_m = (-1)^r T_{mn} N_j U_{jn}^e \quad (3.31)$$

$$(j = 1, 2, \dots, P)$$

$$(m, n = 1, 2, 3)$$

$$(r = j/(\bar{P} + 1) + 1)$$

As tensões referidas aos eixos locais podem obter-se por

$$\sigma'_m = D_{mn} \epsilon'_n \quad (3.32)$$

$$(m, n = 1, 2, 3)$$

em que D_{mn} é a matriz de elasticidade de junta e σ'_m representa as tensões tangenciais, σ'_1 e σ'_2 , segundo duas direcções ortogonais do plano tangente da junta e a tensão normal à junta, σ'_3 .

Se introduzirmos na expressão anterior as deformações na forma de (3.31), virá então,

$$\sigma'_m = (-1)^r D_{mn} T_{nq} N_j U_{jq}^e \quad (3.33)$$

$$(j = 1, 2, \dots, P)$$

$$(m, n, q = 1, 2, 3)$$

$$(r = j/(\bar{P} + 1) + 1)$$

que nos dá as tensões em função dos deslocamentos nodais nos eixos exteriores.

O termo geral da matriz de rigidez de um elemento de junta pode ser dado pela expressão

$$K_{ijmn}^e = (-1)^r \int_{-1}^{+1} T_{mp} N_i D_{pq} N_j T_{qn} dS \quad (3.34)$$

$$(i, j = 1, 2, \dots, P)$$

$$(m, n, p, q = 1, 2, 3)$$

$$(r = i/(\bar{P} + 1) + j/(\bar{P} + 1) + 2)$$

3.3 - Simulação do comportamento não linear do elemento de junta

No âmbito deste trabalho admite-se que o comportamento das juntas também pode ser não linear. Entre as não linearidades possíveis - físicas e geométricas - considera-se que apenas as do primeiro tipo poderão ocorrer, já que deixa ser válida a lei de Hooke constitutiva dos materiais elásticos lineares.

Estas não linearidades devem-se à consideração da hipótese de não resistência à tracção das juntas assim como da limitada possibilidade de escorregamento por corte, de acordo com um critério tipo Coulomb.

As não linearidades geométricas, associadas à ocorrência de deslocamentos de elevada grandeza de modo a que a geometria inicial da estrutura é alterada, não são de temer neste caso, a não ser na situação aberrante de pressões da calda de injeção de valores irrealmente elevados.

As metodologias, para resolver estruturas em que se verifiquem não linearidades, podem ser:

- metodologias incrementais;
- metodologias iterativas;
- metodologias mistas.

Nas metodologias incrementais, as solicitações são aplicadas incrementalmente à estrutura, admitindo-se que em cada incremento os materiais têm comportamento linear.

Nas metodologias iterativas verifica-se que é necessário corrigir a solução encontrada em cada iteração de modo a garantir o equilíbrio, ajustando as características elásticas dos materiais, até se atingir a aproximação desejada.

As metodologias mistas resultam das duas anteriores, de modo a tirar partido das vantagens de cada uma e procurando obviar os respectivos inconvenientes.

Para a análise das não linearidades físicas utilizou-se, neste trabalho, o método da elasticidade variável em que se vai alterando a matriz de elasticidade ao longo do processo iterativo. Outros processos poderiam ter sido seguidos como o das deformações iniciais ou o mais divulgado o das tensões iniciais, em que se mantém inalterável a matriz de rigidez, agindo-se apenas sobre os termos independentes nas sucessivas iterações de modo a garantir o equilíbrio da solução.

O modelo desenvolvido para este trabalho, e que está representado na Fig. 3.2, implica os procedimentos seguintes:

- 1 - Cálculo da estrutura pela primeira vez assumindo comportamento elástico linear para toda a barragem.
- 2 - Cálculo do deslocamento segundo a direcção normal ao elemento de junta, considerando a abertura inicial da junta.
- 3 - Caso esse deslocamento seja negativo, indicando o fechamento da junta, calculam-se as tensões nos pontos de integração numérica e verifica-se se o material terá excedido os seus limites de resistência.
- 4 - Se o material tiver excedido os seus limites de resistência então não há funcionamento da junta nessas secções, tomando-se neste caso a matriz D igual à matriz nula. Simplificadamente, em termos de tensões tangenciais, trabalha-se no modelo apenas nas duas direcções dos eixos locais do elemento. Não se considera, assim, a possibilidade de ocorrência de rotura por tensões tangenciais noutra direcção qualquer. De qualquer forma, poder-se-ia tratar o problema determinando os eixos principais no plano tangente à junta e operando com as tensões tangenciais nesses eixos.
- 5 - Se não foram ultrapassados os limites de resistência do material, então este conserva as suas constantes KT_1 , KT_2 e KN , procedendo-se, posteriormente, à análise da convergência da iteração de acordo com o descrito em 7.

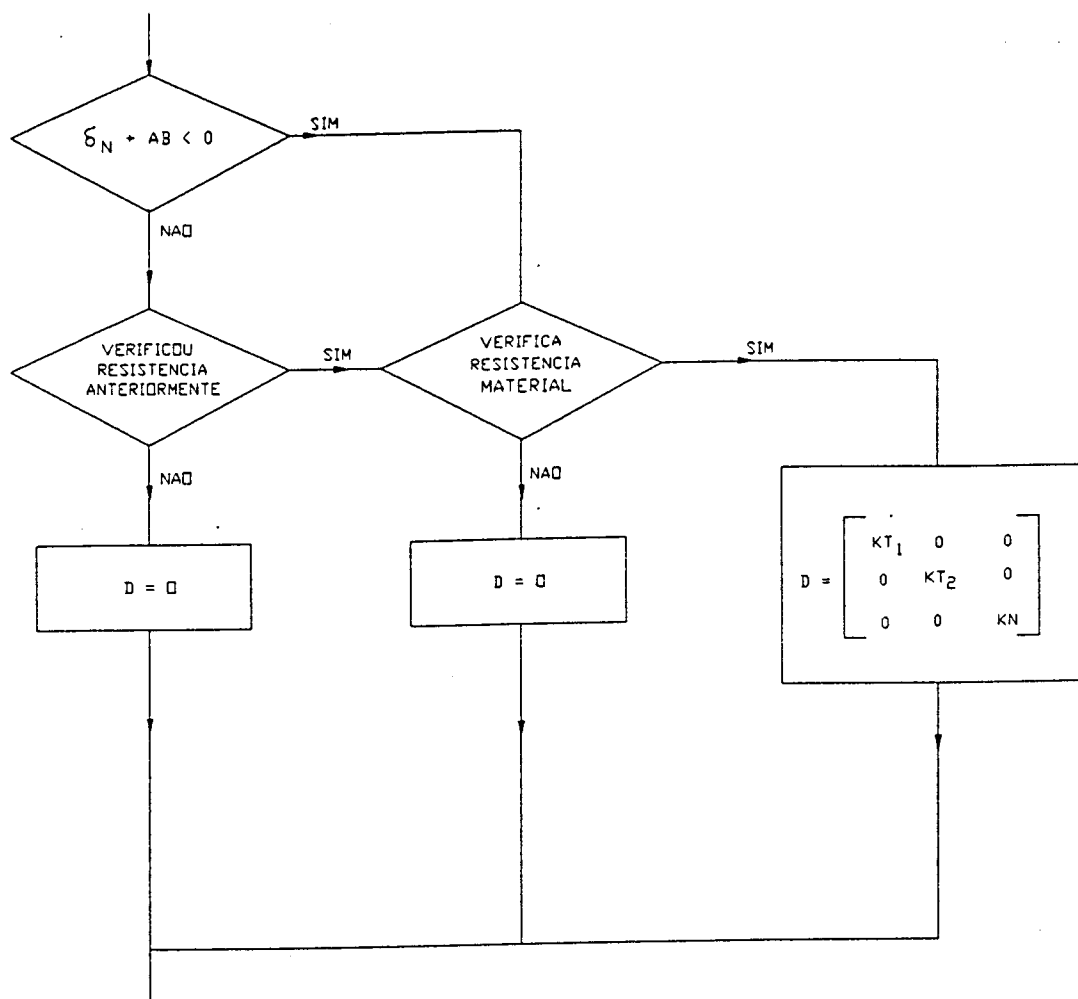


Figura 3.2 - Simulação do comportamento não linear do elemento de junta.

- 6 - Se, no entanto, o deslocamento normal ao plano da junta for positivo, indicando que a abertura inicial da junta aumentou, estando os blocos da barragem mais afastados, começa-se por se averiguar se em iterações anteriores a resistência do material já tinha sido excedida ou não.

No primeiro caso, e porque houve a separação da junta toma-se a matriz nula para a matriz D . No segundo caso, o material não havia atingido a rotura anteriormente

e procede-se ao cálculo das tensões nos pontos de integração numérica de forma a avaliar se o material terá, na presente iteração, excedido os seus limites de resistência admitidos, e procedendo-se de acordo com o descrito em 4 e 5.

- 7 - Considera-se que o processo convergiu quando todos os pontos da junta não mudaram de matriz D da iteração N para a iteração $N + 1$. Na prática pode acontecer que um determinado conjunto de pontos alterne sucessivamente de matriz D , devido a que, dependendo de se usar a matriz D da junta ou a matriz nula, os deslocamentos variam entre valores muito baixos positivos e negativos. Assim, é utilizado um critério em que se admite a convergência quando apenas um pequeno número de pontos não satisfazem o critério geral enunciado no início deste ponto, e esses pontos são sempre os mesmos.

3.4 - Simulação do meio contínuo

Hipóteses de cálculo

Para a aproximação do meio contínuo admite-se a hipótese de comportamento elástico linear, considerando equilíbrios tridimensionais em sólidos transverso-isotrópicos, em que o material é caracterizado pelas cinco constantes elásticas independentes seguintes:

- E_1 - módulo de elasticidade na direcção perpendicular aos planos de isotropia;
- E_2 - módulo de elasticidade numa direcção qualquer dos planos de isotropia;
- ν_1 - coeficiente de Poisson relacionando deformações segundo uma direcção perpendicular aos planos de isotropia e uma direcção qualquer desses planos;
- ν_2 - coeficiente de Poisson relacionando deformações segundo duas direcções ortogonais de um plano de isotropia;
- G_1 - módulo de distorção num plano contendo uma direcção normal aos planos de isotropia.

As relações entre tensões e deformações, num sistema de eixos ortogonais no qual dois dos eixos estão num plano de isotropia, x'_2 e x'_3 e o terceiro eixo, x'_1 , é normal a esse plano, são dadas por (Pedro, 1973):

$$\begin{bmatrix} \sigma'_1 \\ \sigma'_2 \\ \sigma'_3 \\ \tau'_{12} \\ \tau'_{23} \\ \tau'_{31} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} D_{11} & D_{12} & D_{12} & 0 & 0 & 0 \\ & D_{22} & D_{23} & 0 & 0 & 0 \\ & & D_{22} & 0 & 0 & 0 \\ & & & G_1 & 0 & 0 \\ & & & & \frac{(D_{22} - D_{23})}{2} & 0 \\ & & & & & G_1 \end{bmatrix} \left(\begin{bmatrix} \epsilon'_1 \\ \epsilon'_2 \\ \epsilon'_3 \\ \gamma'_{12} \\ \gamma'_{23} \\ \gamma'_{31} \end{bmatrix} - T \begin{bmatrix} \alpha_1 \\ \alpha_2 \\ \alpha_3 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \right) \quad (3.35)$$

em que

$$D_{11} = \frac{E_1(1 - \nu_2)}{1 - \nu_2 - 2n\nu_1^2} \quad (3.36)$$

$$D_{12} = \frac{nE_1\nu_1}{1 - \nu_2 - 2n\nu_1^2} \quad (3.37)$$

$$D_{22} = \frac{nE_1(1 - n\nu_1^2)}{(1 + \nu_2)(1 - \nu_2 - 2n\nu_1^2)} \quad (3.38)$$

$$D_{23} = \frac{nE_1(n\nu_1^2 + \nu_2)}{(1 + \nu_2)(1 - \nu_2 - 2n\nu_1^2)} \quad (3.39)$$

onde $n = E_2/E_1$ e α_1 e α_2 , são respectivamente, os coeficientes de dilatação térmica linear segundo um eixo normal aos planos de isotropia e num plano de isotropia.

Se x'_m forem os eixos associados à simetria elástica, relacionados com os eixos globais x_n por

$$x'_m = T_{mn}x_n \quad (3.40)$$

$$(m, n = 1, 2, 3)$$

as deformações ϵ'_p e γ'_{pq} num sistema de eixos locais estão relacionadas com as deformações ϵ_r e γ_{rs} num sistema de eixos global por

$$\begin{bmatrix} \epsilon'_p \\ \gamma'_{pq} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} T_{pr}^2 & 2T_{pr}T_{ps} \\ T_{pr}T_{qr} & T_{pr}T_{qs} + T_{ps}T_{qr} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \epsilon_r \\ \gamma_{rs} \end{bmatrix} \quad (3.41)$$

$$(p = 1, 2, 3 \quad ; \quad q = 2, 3, 1)$$

$$(r = 1, 2, 3 \quad ; \quad s = 2, 3, 1)$$



Sendo $\mathbf{T}$ a matriz de elementos T_{mn} e $\mathbf{D}'$ a matriz de elasticidade definida em (3.35), então a matriz de elasticidade num sistema de eixos globais é dada por

$$\mathbf{D} = \mathbf{T}' \mathbf{D}' \mathbf{T} \quad (3.42)$$

3.4.1 - Elementos finitos tridimensionais utilizados

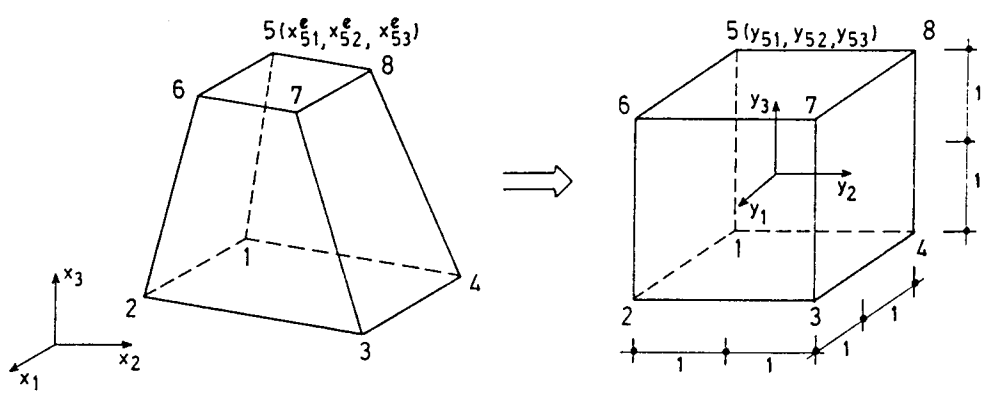
Para efectuar com facilidade a representação da estrutura de uma barragem, através de uma malha de elementos finitos tridimensionais, estão disponíveis nesta formulação os seguintes elementos finitos isoparamétricos em que se utilizam campos de deslocamentos lineares:

- elemento finito prismático quadrangular de oito pontos nodais, Fig. 3.3;
- elemento finito prismático triangular de seis pontos nodais, Fig. 3.4.

De acordo com a formulação geral já apresentada, são descritas, a seguir, para cada tipo de elemento finito, as expressões gerais das funções de forma para transformação de coordenadas e para deslocamentos, da matriz de rigidez, K_{ijmn}^e , dos vectores de forças nodais equivalentes a forças mássicas, Q_{im}^e , a forças distribuídas numa superfície, P_{im}^e , a deformações iniciais, S_{im}^e , e a tensões iniciais, T_{im}^e , e obtidas usando integração numérica.

3.4.1.1 - Elemento finito prismático quadrangular

Neste elemento com oito pontos nodais, Fig. 3.3, usam-se três coordenadas naturais $(\gamma_1, \gamma_2, \gamma_3)$ que tomam valores entre -1 e +1.



COORDENADAS NATURAIS

Nó	γ_{i1}	γ_{i2}	γ_{i3}
1	-1	-1	-1
2	1	-1	-1
3	1	1	-1
4	-1	1	-1
5	-1	-1	1
6	1	-1	1
7	1	1	1
8	-1	1	1

FACES

Face	Nó 1	Nó 2	Nó 3	Nó 4
1	1	4	8	5
2	2	3	7	6
3	1	2	6	5
4	4	3	7	8
5	1	2	3	4
6	5	6	7	8

Figura 3.3 - Elemento finito prismático quadrangular de oito pontos nodais.

As funções interpoladoras de coordenadas e deslocamentos são do primeiro grau e são dadas por

$$N_i = \frac{1}{8}(1 + y_{i1}y_1)(1 + y_{i2}y_2)(1 + y_{i3}y_3) \quad (3.43)$$

$$(i = 1, 2, \dots, 8)$$

em que y_{im} são as coordenadas naturais dos pontos nodais.

A transformação entre coordenadas naturais e globais é definida através da equação

$$x_m = N_i x_{im}^e \quad (3.44)$$

$$(i = 1, 2, \dots, 8)$$

$$(m = 1, 2, 3)$$

Por derivação da equação anterior, podemos escrever

$$dx_m = \frac{\partial N_i}{\partial y_n} x_{im}^e dy_n = J_{mn} dy_n \quad (3.45)$$

$$(i = 1, 2, \dots, 8)$$

$$(m, n = 1, 2, 3)$$

em que

$$\frac{\partial N_i}{\partial y_n} = \frac{1}{8} y_{in} (1 + y_{is} y_s) (1 + y_{it} y_t) \quad (3.46)$$

$$(i = 1, 2, \dots, 8)$$

$$(n = 1, 2, 3 \quad ; \quad s = 2, 3, 1 \quad ; \quad t = 3, 1, 2)$$

A relação inversa pode ser posta na forma

$$dy_n = y_{nm} dx_m = [J_{mn}]^{-1} dx_m \quad (3.47)$$

$$(m, n = 1, 2, 3)$$

A partir das relações entre os dois sistemas de coordenadas pode, ainda, escrever-se

$$dV = dx_1 dx_2 dx_3 = \phi dy_1 dy_2 dy_3 \quad (3.48)$$

em que

$$\phi = \text{Det}[J_{mn}] \quad (3.49)$$

Para uma face $dy_i = 0$, podemos escrever a relação

$$dA = B dy_j dy_k \quad (3.50)$$

$$(i = 1, 2, 3 \quad ; \quad j = 2, 3, 1 \quad ; \quad k = 3, 1, 2)$$

traduzindo **B** a relação entre um elemento de superfície **dA** e o correspondente valor em coordenadas naturais e obtido pela expressão

$$B = |\dot{t}_j \wedge \dot{t}_k| = \sqrt{(J_{sj} J_{tk} - J_{sk} J_{tj})^2} \quad (3.51)$$

$$(s = 1, 2, 3 \quad ; \quad t = 2, 3, 1)$$

e

$$\dot{t}_u = \frac{\partial x_k}{\partial y_u} \hat{e}_k = J_{1u} \hat{e}_1 + J_{2u} \hat{e}_2 + J_{3u} \hat{e}_3 \quad (3.52)$$

$$(u = 1, 2, 3)$$

A expressão geral da matriz de rigidez, K_{ijmn} , vem dada por

$$K_{ijmn}^e = \sum_{a=1}^{NG8} \sum_{b=1}^{NG8} \sum_{c=1}^{NG8} [A_{im} D_{mn} A_{jn} + (A_{ip} \delta_{mq} + A_{iq} \delta_{mp}) G_p (A_{jp} \delta_{nq} + A_{jq} \delta_{np})] \phi H_a H_b H_c \quad (3.53)$$

$$(i, j = 1, 2, \dots, 8)$$

$$(m, n = 1, 2, 3)$$

$$(p = 1, 2, 3 \quad ; \quad q = 2, 3, 1)$$

em que δ_{mn} é o delta de Kronecker e as constantes A_{im} são dadas por

$$A_{im} = \frac{1}{8} \gamma_{ij} (1 + \gamma_{ik} \gamma_k) (1 + \gamma_{il} \gamma_l) \gamma_{jm} \quad (3.54)$$

$$(i = 1, 2, \dots, 8)$$

$$(m = 1, 2, 3)$$

$$(j = 1, 2, 3 \quad ; \quad k = 2, 3, 1 \quad ; \quad l = 3, 1, 2)$$

O vector de forças nodais equivalentes a forças mássicas virá

$$Q_{im}^e = \sum_{a=1}^{NG8} \sum_{b=1}^{NG8} \sum_{c=1}^{NG8} N_i Q_m \phi H_a H_b H_c \quad (3.55)$$

$$(i = 1, 2, \dots, 8)$$

$$(m = 1, 2, 3)$$

em que Q_m são as componentes das forças mássicas.

O vector de forças nodais equivalentes a forças de superfície virá

$$P_{im}^e = \sum_{a=1}^{NG8} \sum_{b=1}^{NG8} N_i N'_r F_{ir}^e B H_a H_b \quad (3.56)$$

$$(i = 1, 2, \dots, 8)$$

$$(m = 1, 2, 3)$$

$$(r = 1, 2, 3, 4)$$

em que F_{ir}^e representa as forças distribuídas nos quatro pontos nodais da face solicitada e N'_r as funções de interpolação a duas dimensões utilizadas para essas forças.

O vector das forças nodais equivalentes a deformações iniciais pode ser expresso por

$$S_{im}^e = \sum_{a=1}^{NG8} \sum_{b=1}^{NG8} \sum_{c=1}^{NG8} A_{im} D_{mp} \alpha_p T \phi H_a H_b H_c \quad (3.57)$$

$$(i = 1, 2, \dots, 8)$$

$$(m = 1, 2, 3)$$

$$(p = 1, 2, 3)$$

O vector das forças nodais equivalentes a tensões iniciais pode ser expresso por

$$T_{im}^e = - \sum_{a=1}^{NG8} \sum_{b=1}^{NG8} \sum_{c=1}^{NG8} [A_{im} \sigma_m^0 + (A_{ip} \delta_{mq} + A_{iq} \delta_{mp}) \tau_{pq}^0] \phi H_a H_b H_c \quad (3.58)$$

$$(i = 1, 2, \dots, 8)$$

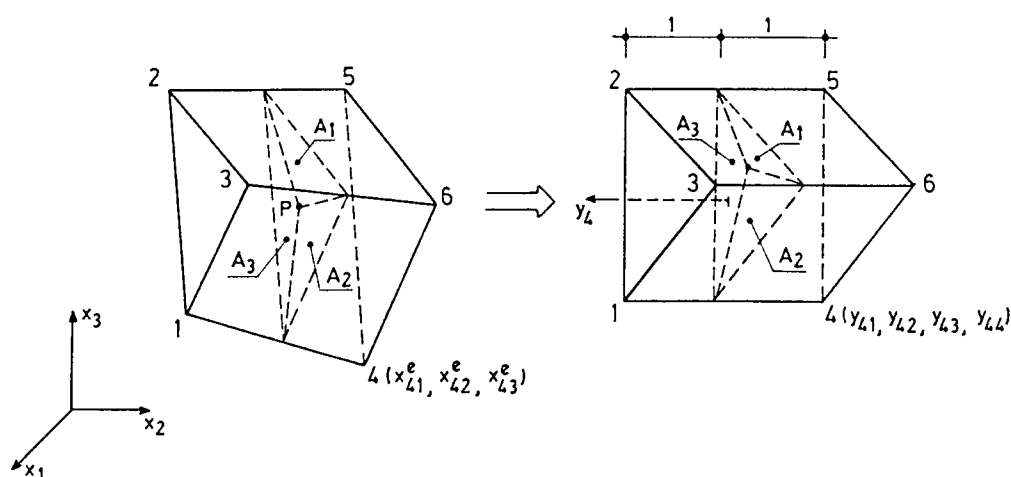
$$(m = 1, 2, 3)$$

$$(p = 1, 2, 3 \quad ; \quad q = 2, 3, 1)$$

em que σ_m^0 e τ_{pq}^0 traduzem o estado de tensão no ponto de integração numérica correspondente aos índices **a** e **b**.

3.4.1.2 - Elemento finito prismático triangular

Neste elemento com seis pontos nodais, Fig. 3.4, usam-se coordenadas de área (γ_1, γ_2 e γ_3) para os graus de liberdade associados aos planos das bases triangulares e uma quarta coordenada natural (γ_4) para o grau de liberdade associado à directriz do elemento prismático.



COORDENADAS NATURAIS

Nó	γ_{i1}	γ_{i2}	γ_{i3}	γ_{i4}
1	1	0	0	-1
2	0	1	0	-1
3	0	0	1	-1
4	1	0	0	1
5	0	1	0	1
6	0	0	1	1

FACES

Face	Nó 1	Nó 2	Nó 3	Nó 4
1	2	3	6	5
2	3	1	4	6
3	1	2	5	4
4	1	2	3	-
5	4	5	6	-

Figura 3.4 - Elemento finito prismático triangular de seis pontos nodais.

A coordenada y_4 toma os valores extremos +1 e -1 nas faces triangulares. Para as coordenadas naturais, apenas duas delas são independentes visto que é válida a relação

$$y_1 + y_2 + y_3 = 1 \quad (3.59)$$

As funções interpoladoras de primeiro grau são dadas por

$$N_i = y_i(1 - y_4)/2 \quad (3.60)$$

$$(i = 1, 2, 3)$$

$$N_i = y_{i-3}(1 + y_4)/2 \quad (3.61)$$

$$(i = 4, 5, 6)$$

A transformação entre as coordenadas naturais e as coordenadas globais é definida pela equação

$$x_m = N_i x_{im}^e \quad (3.62)$$

$$(i = 1, 2, \dots, 6)$$

$$(m = 1, 2, 3)$$

Por derivação desta equação podemos escrever

$$dx_m = \frac{\partial N_i}{\partial y_n} x_{im}^e dy_n = J_{mn} dy_m \quad (3.63)$$

$$(i = 1, 2, \dots, 6)$$

$$(n = 1, 2, 4)$$

$$(m = 1, 2, 3)$$

não se calculando para a terceira coordenada de área visto ela ser dependente das duas restantes e em que

$$\frac{\partial N_i}{\partial y_n} = \begin{bmatrix} \frac{1-y_4}{2} & 0 & -\frac{1-y_4}{2} & \frac{1+y_4}{2} & 0 & -\frac{1+y_4}{2} \\ 0 & \frac{1-y_4}{2} & -\frac{1-y_4}{2} & 0 & \frac{1+y_4}{2} & -\frac{1+y_4}{2} \\ -\frac{y_1}{2} & -\frac{y_2}{2} & -\frac{y_3}{2} & \frac{y_1}{2} & \frac{y_2}{2} & \frac{y_3}{2} \end{bmatrix} \quad (3.64)$$

($i = 1, 2, \dots, 6$)
($n = 1, 2, 4$)

A relação inversa da equação (3.63) pode ser dada por

$$dy_n = y_{nm} dx_m = [J_{mn}]^{-1} dx_m \quad (3.65)$$

($n = 1, 2, 4$)
($m = 1, 2, 3$)

Pode, também, escrever-se a relação

$$dV = dx_1 dx_2 dx_3 = \phi dy_1 dy_2 dy_4 \quad (3.66)$$

em que

$$\phi = \det[J_{mn}] \quad (3.67)$$

Para uma face $dy_i = 0$, podemos escrever a relação

$$dA = B dy_j dy_k \quad (3.68)$$

($i = 1, 2, 3$; $j = 2, 3, 1$; $k = 3, 2, 1$)

em que

$$B = |\dot{t}_j \wedge \dot{t}_k| = \sqrt{(J_{sj} J_{tk} - J_{sk} J_{tj})^2} \quad (3.69)$$

($s = 1, 2, 3$; $t = 2, 3, 1$)

e

$$\dot{t}_u = \frac{\partial x_k}{\partial y_u} \hat{e}_k = J_{1u} \hat{e}_1 + J_{2u} \hat{e}_2 + J_{3u} \hat{e}_3 \quad (3.70)$$

$$(u = 1, 2, 4)$$

de modo análogo ao definido para o elemento prismático quadrangular.

A expressão geral da matriz de rigidez, K_{ijmn}^e , vem dada por

$$K_{ijmn}^e = \sum_{a=1}^{NG8} \sum_{b=1}^{NG6} [A_{im} D_{mn} A_{jn} + (A_{ip} \delta_{mq} + A_{iq} \delta_{mp}) G_p (A_{jp} \delta_{nq} + A_{jq} \delta_{np})] \phi H_a H'_b \quad (3.71)$$

$$(i, j = 1, 2, \dots, 6)$$

$$(m, n = 1, 2, 4)$$

$$(p = 1, 2, 3 \quad ; \quad q = 2, 3, 1)$$

em que NG8 e NG6 são, respectivamente, o número de pontos de integração numérica associados à direcção y_4 e às coordenadas de área y_1, y_2 e y_3 , sendo H_a e H'_b os pesos de integração numérica respectivos. As constantes A_{im} são dadas por

$$A_{im} = \frac{\partial N_i}{\partial y_j} [J_{jm}]^{-1} \quad (3.72)$$

$$(i = 1, 2, \dots, 6)$$

$$(m = 1, 2, 4)$$

$$(j = 1, 2, 3)$$

O vector de forças nodais equivalentes às forças mássicas, de componentes Q_m , virá

$$Q_{im}^e = \sum_{\alpha=1}^{NG8} \sum_{b=1}^{NG6} N_i Q_m \phi H_{\alpha} H'_{\alpha b} \quad (3.73)$$

$$(i = 1, 2, \dots, 6)$$

$$(m = 1, 2, 4)$$

O vector de forças nodais equivalentes a forças de superfície F_{ir}^e distribuídas nos quatro pontos nodais da face solicitada virá

$$P_{im}^e = \sum_{\alpha=1}^{NG8} \sum_{b=1}^{NG6} N_i N'_{\alpha r} F_{ir}^e B'_{\alpha} H_{\alpha} H_b \quad (3.74)$$

$$(i = 1, 2, \dots, 6)$$

$$(m = 1, 2, 4)$$

$$(r = 1, 2, 3, 4)$$

em que B' traduz a relação entre um elemento de superfície dA e o correspondente valor em coordenadas naturais, associadas à face rectangular.

O mesmo vector para faces triangulares pode ser escrito na forma

$$P_{im}^e = \sum_{\alpha=1}^{NG8} N_i \gamma_r F_{ir}^e B''_{\alpha} H'_{\alpha} \quad (3.75)$$

$$(i = 1, 2, \dots, 6)$$

$$(m = 1, 2, 4)$$

$$(r = 1, 2, 3)$$

em que B'' traduz a relação entre um elemento de superfície dA e o correspondente valor em coordenadas de área.

O vector de forças nodais equivalentes a deformações iniciais pode ser expresso por

$$S_{im}^e = \sum_{a=1}^{NG8} \sum_{b=1}^{NG6} A_{im} D_{mp} \alpha_p T \phi H_a H'_b \quad (3.76)$$

$$(i = 1, 2, \dots, 6)$$

$$(m = 1, 2, 4)$$

$$(p = 1, 2, 3)$$

O vector das forças nodais equivalentes a tensões iniciais pode ser expresso por

$$T_{im}^e = - \sum_{a=1}^{NG8} \sum_{b=1}^{NG6} [A_{im} \sigma_m^0 + (A_{ip} \delta_{mq} + A_{iq} \delta_{mp}) \tau_{pq}^0] \phi H_a H'_b \quad (3.77)$$

$$(i = 1, 2, \dots, 6)$$

$$(m = 1, 2, 4)$$

$$(p = 1, 2, 3 \quad ; \quad q = 2, 3, 1)$$

3.5 - Simulação do meio descontínuo

Hipóteses de cálculo

Na simulação do meio descontínuo admitem-se as hipóteses de comportamentos elásticos lineares e de comportamentos não lineares.

Na hipótese de o comportamento das juntas ser linear, considera-se desprezável a influência da dilatação. Neste caso, a matriz de elasticidade do meio descontínuo não dilatante é diagonal, podendo ser definida da seguinte forma

$$D = \begin{bmatrix} KT_1 & 0 & 0 \\ 0 & KT_2 & 0 \\ 0 & 0 & KN \end{bmatrix}. \quad (3.78)$$

em que KT_1 e KT_2 representam a rigidez tangencial em duas direcções ortogonais no plano da descontinuidade e KN a rigidez normal, na direcção normal ao plano da descontinuidade.

As relações entre tensões e deformações, num sistema de eixos ortogonais no qual dois dos eixos estão no plano da junta e o terceiro na direcção normal são dadas por

$$\begin{bmatrix} \tau'_1 \\ \tau'_2 \\ \sigma'_3 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} KT_1 & 0 & 0 \\ 0 & KT_2 & 0 \\ 0 & 0 & KN \end{bmatrix} (U'_{\text{sup}} - U'_{\text{inf}}) \quad (3.79)$$

em que $(U'_{\text{sup}} - U'_{\text{inf}})$ representam diferenças dos deslocamentos entre as duas faces da junta (superior e inferior) nas direcções tangenciais e normais.

Na hipótese de comportamento não linear admite-se a não resistência à tracção da junta, que pode, eventualmente, ser tomada como não nula, e um critério de limitação da resistência ao corte, derivado do critério de Coulomb.

A não resistência à tracção é traduzida pela curva representada na Fig. 3.5, relacionando a tensão normal à superfície de descontinuidade com o deslocamento normal.

Admite-se uma resistência à tracção T que, quando ultrapassada, leva à separação das duas faces da junta e, conseqüentemente, à anulação das características de rigidez da junta. Considera-se, também, um fecho máximo para a junta, δ_0 .

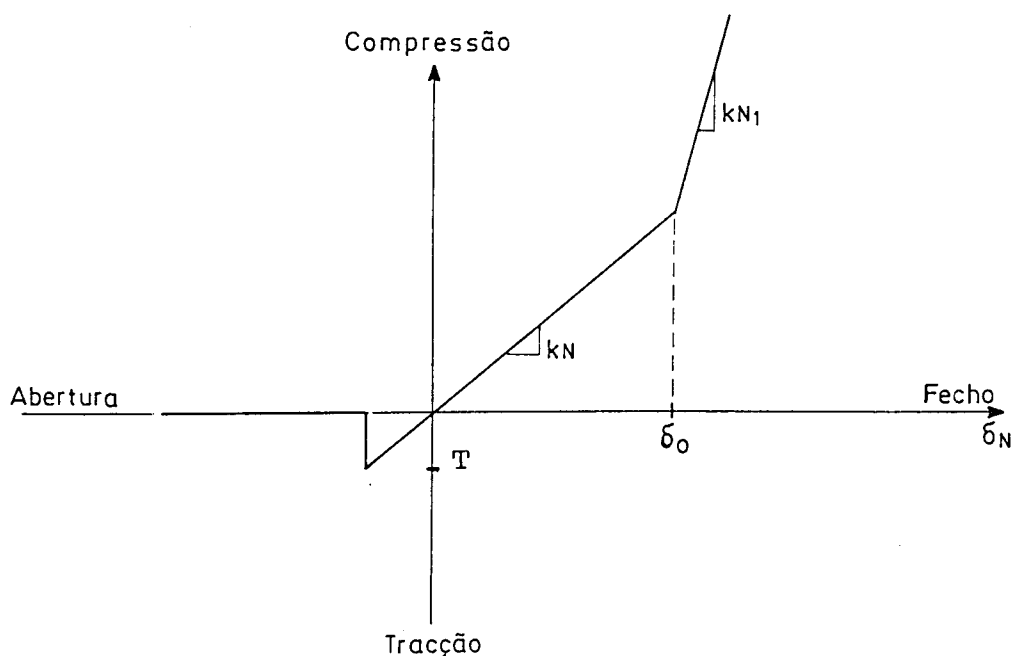


Figura 3.5 - Diagrama da tensão normal em função do deslocamento normal ao elemento de junta.

kN - Rigidez normal;

kN_1 - Rigidez normal para o fecho máximo admissível;

δ_0 - Fecho máximo admissível para a junta;

T - Resistência máxima à tracção.

Para as tensões tangenciais, as equações de (3.79) são válidas até ao limite de Coulomb, traduzido por

$$\delta = \sigma \operatorname{tg} \theta \quad (3.80)$$

em que θ é o ângulo de atrito interno e $\tau = \sqrt{\tau_1^2 + \tau_2^2}$. A partir desse momento o valor de τ é dado pela equação (3.80), mantendo-se a direcção para a resultante da tensão tangencial. De acordo com a Fig. 3.6. as rigidezes tangenciais são agora nulas.

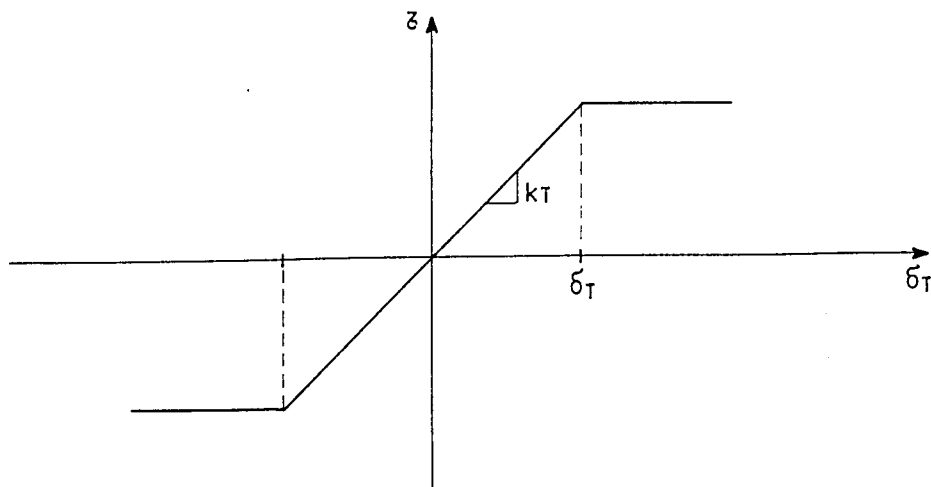


Figura 3.6 - Diagrama da tensão tangencial em função do deslocamento tangencial ao elemento de junta.

k_T - Rigidez tangencial;

δ_T - Deslocamento tangencial máximo.

3.5.1 - Elemento finito tridimensional utilizado

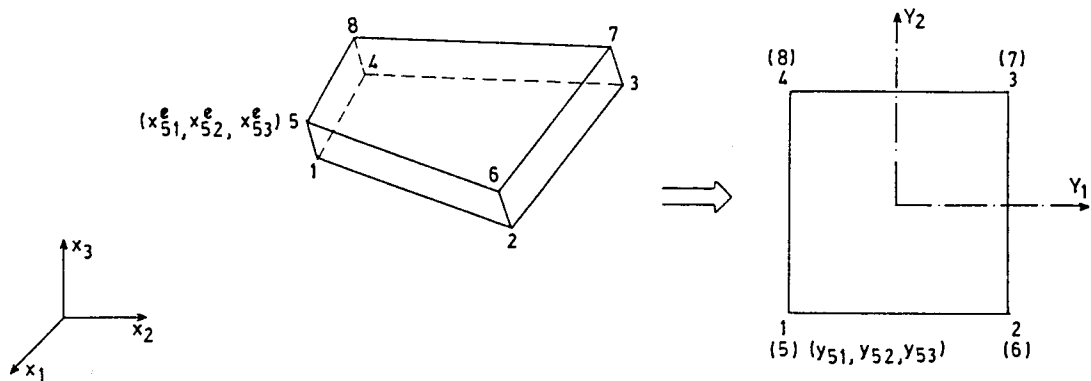
Para articular convenientemente os elementos de junta com os tipos de elementos utilizados no meio contínuo, e tendo em conta que as faces dos elementos do meio contínuo ao longo do desenvolvimento da barragem são quadrangulares, foi definido o seguinte elemento finito isoparamétrico:

- elemento finito quadrangular de junta de oito pontos nodais, Fig. 3.7.

De acordo com a formulação geral já apresentada, são descritas, a seguir, as expressões gerais das funções de forma para transformação de coordenadas e para deslocamentos, da matriz de rigidez, K_{ijmn}^e e das tensões iniciais, T_{im}^e , obtidas usando integração numérica.

3.5.1.1 - Elemento finito quadrangular de junta

Neste elemento com oito pontos nodais, Fig. 3.7, usam-se duas coordenadas naturais (y_1 e y_2), que tomam valores entre -1 e +1.



COORDENADAS NATURAIS

Nó	y_{i1}	y_{i2}
1	-1	-1
2	1	-1
3	1	1
4	-1	1
5	-1	-1
6	1	-1
7	1	1
8	-1	1

Figura 3.7 - Elemento finito quadrangular de junta de oito pontos nodais.

As funções interpoladoras de coordenadas e deslocamentos são lineares e têm as expressões

$$N_i = \frac{1}{4}(1 + y_{i1}y_1)(1 + y_{i2}y_2) \quad (3.81)$$

$$(i = 1, 2, \dots, 8)$$

em que y_{im} são as coordenadas naturais dos pontos nodais.

A transformação entre coordenadas naturais e globais é definida através da equação

$$x_m = N_i x_{im}^e \quad (3.82)$$

$$(i = 1, 2, \dots, 4)$$

$$(m = 1, 2, 3)$$

Desta expressão pode obter-se, por derivação,

$$dx_m = \frac{\partial N_i}{\partial y_n} x_{im}^e dy_n = J_{mn} dy_n \quad (3.83)$$

$$(i = 1, 2, \dots, 4)$$

$$(m = 1, 2, 3)$$

$$(n = 1, 2)$$

em que

$$J_{m1} = \frac{1}{4} y_{i1} (1 + y_{i2} y_2) x_{im}^e \quad (3.84)$$

$$J_{m2} = \frac{1}{4} y_{i2} (1 + y_{i1} y_1) x_{im}^e \quad (3.85)$$

$$(i = 1, 2, \dots, 4)$$

$$(m = 1, 2, 3)$$

Definindo em cada ponto do elemento um sistema de eixos local triortogonal de versores $\vec{t}_m$, em que $\vec{t}_3$ é normal ao plano da junta virá, como já visto em 3.2,

$$\vec{t}_i = \frac{\partial x_k}{\partial y_i} \vec{e}_k \quad (3.86)$$

$$(i = 1, 2)$$

$$(k = 1, 2, 3)$$

em que

$$\vec{t}_1 = J_{m1} x_{mk} \vec{e}_k \quad e \quad (3.87)$$

$$\vec{t}_2 = J_{m2} x_{mk} \vec{e}_k \quad (3.88)$$

e $\vec{e}_k$ são os versores dos eixos globais.

O vector normal ao plano tangente da junta é dado por

$$\vec{t}_3 = \vec{t}_1 \wedge \vec{t}_2 \quad (3.89)$$

Tomando vectores unitários nas direcções 1 e 3

$$\vec{T}_1 = \frac{\vec{t}_1}{\|\vec{t}_1\|} \quad e \quad (3.90)$$

$$\vec{T}_3 = \frac{\vec{t}_3}{\|\vec{t}_3\|} \quad (3.91)$$

obtemos finalmente o sistema de eixos triortonormado

$$\vec{T}_2 = \vec{T}_3 \wedge \vec{T}_1 \quad (3.92)$$

definindo-se a matriz que relaciona os dois sistemas de eixos

$$T = \begin{bmatrix} T_{11} & T_{12} & T_{13} \\ T_{21} & T_{22} & T_{23} \\ T_{31} & T_{32} & T_{33} \end{bmatrix} \quad (3.93)$$

A matriz de rigidez, K_{ijmn}^e , vem dada por

$$K_{ijmn}^e = (-1)^r \sum_{\alpha=1}^{NG8} \sum_{b=1}^{NG8} T_{mp} N_i D_{pq} N_j T_{qn} \phi H_a H_b \quad (3.94)$$

$$(i, j = 1, 2, \dots, 8)$$

$$(m, n, p, q = 1, 2, 3)$$

$$\left(r = \frac{i}{5} + \frac{j}{5} + 2 \right)$$

O vector das forças nodais equivalentes a tensões iniciais pode ser dado por

$$T_{im}^e = (-1)^r \sum_{\alpha=1}^{NG8} \sum_{b=1}^{NG8} N_i T_{mj} \sigma_m \phi H_a H_b \quad (3.95)$$

$$(i = 1, 2, \dots, 8)$$

$$(m, j = 1, 2, 3)$$

$$\left(r = \frac{i}{5} + 1 \right)$$

3.6 - Programa de cálculo automático desenvolvido

3.6.1. - Descrição das subrotinas do programa de cálculo automático desenvolvido

De modo a interpretar para a linguagem FORTRAN o modelo de cálculo anteriormente apresentado e baseado no método dos elementos finitos, foi desenvolvido um programa de cálculo automático que a seguir se descreve e cujo fluxograma está representado na Fig. 3.8.

O objectivo do programa é o cálculo das distribuições de tensões e de deslocamentos numa barragem submetida a uma solicitação que pode incluir forças concentradas, forças volúmicas, forças de superfície, níveis de água e gradientes térmicos. É possível simularem-se as juntas de barragens e a injeção dessas mesmas juntas, operação esta que pode assim ser incluída no modelo de previsão do comportamento da barragem.

O programa principal começa por ler os dados gerais e por reservar espaço para o dimensionamento variável dos vectores e matrizes a empregar, definindo, ainda, os ficheiros que serão utilizados.

Seguidamente lê as características dos materiais e as solicitações a que a estrutura estará submetida, constituindo o vector das forças nodais que lhes são equivalentes.

O programa procede, então, à formação das matrizes de rigidez e de tensão para cada elemento, e depois, constrói a matriz de rigidez global, introduz as condições de apoio e faz a condensação da matriz de rigidez por blocos. Em seguida é efectuada a resolução do sistema de equações e é calculado o vector dos deslocamentos.

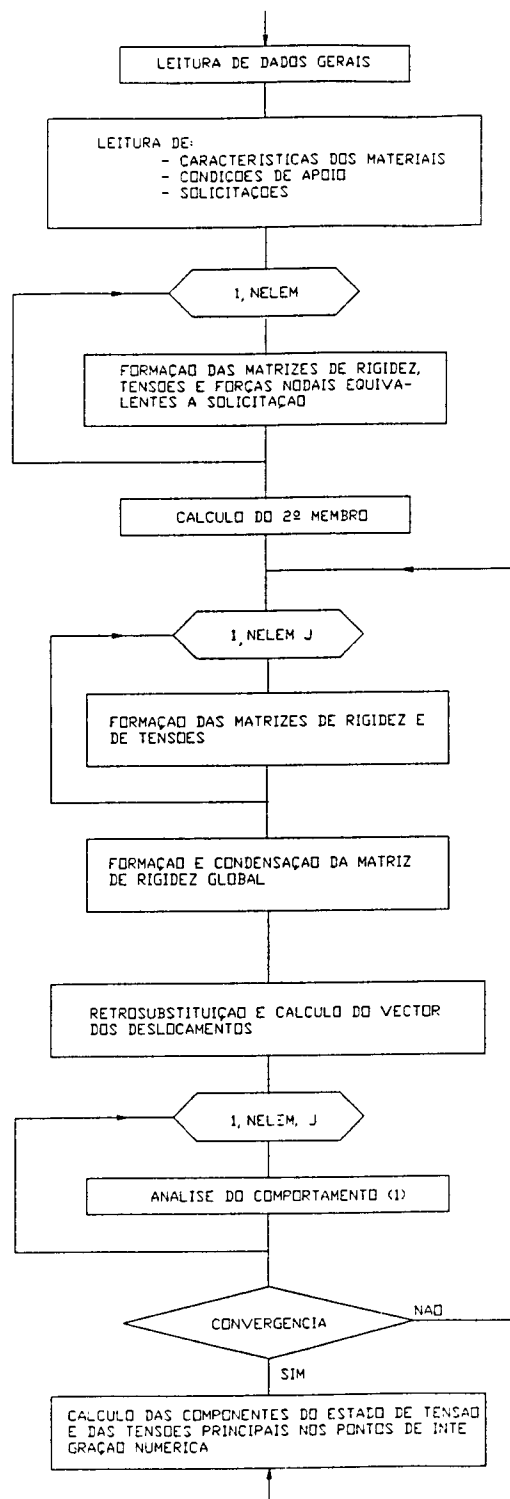


Figura 3.8 - Fluxograma do programa de cálculo automático desenvolvido.

Para os elementos de junta é verificado o estado de equilíbrio entrando-se no processo iterativo, anteriormente descrito em 3.3, até se atingir a convergência.

Finalmente calculam-se as tensões no referencial global e as tensões principais nos pontos de integração numérica.

Seguidamente, são apresentadas as subrotinas utilizadas no programa de cálculo automático.

- CICLO - Dado i calcula j e k por permutação circular.
- CITENS - Controla o processo iterativo utilizado na análise das não linearidades do problema.
- CONDEN - Condensa o semibloco existente na metade superior dum bloco particionado da matriz global do sistema.
- DADEST - Lê e imprime os dados relativos às características mecânicas dos diferentes materiais.
- DADOS - Lê e imprime os dados relativos à geometria do problema e às características térmicas.
- DER6 - Calcula as derivadas das funções de forma em ordem às coordenadas de área, para o elemento finito prismático triangular.
- DER8 - Calcula as derivadas das funções de forma em ordem às coordenadas naturais, para o elemento finito prismático quadrangular.
- DERJ - Calcula as derivadas das funções de forma para o elemento finito quadrangular de junta.

- ELAST3 - Define a matriz de elasticidade para os elementos finitos utilizados, a partir das características mecânicas dos materiais.
- FEM6 - Calcula as matrizes de rigidez e de tensões para o elemento finito prismático triangular.
- FEM8 - Calcula as matrizes de rigidez e de tensões para o elemento finito prismático quadrangular.
- FEMJ - Calcula as matrizes de rigidez e de tensões para o elemento finito quadrangular de junta.
- FOSUP6 - Calcula as forças nodais equivalentes a forças distribuídas nas faces dos elementos finitos prismáticos triangulares.
- FOSUP8 - Calcula as forças nodais equivalentes a forças distribuídas nas faces dos elementos finitos prismáticos quadrangulares.
- FOTEM6 - Calcula as forças nodais equivalentes a variações de temperatura uniformes para os elementos finitos prismáticos triangulares.
- FOTEM8 - Calcula as forças nodais equivalentes a variações de temperatura uniformes para os elementos finitos prismáticos quadrangulares.
- FOVOL6 - Calcula as forças nodais equivalentes a forças volúmicas actuando em elementos finitos prismáticos triangulares.
- FOVOL8 - Calcula as forças nodais equivalentes a forças volúmicas actuando em elementos finitos prismáticos quadrangulares.
- FUFOR6 - Calcula o valor das funções de forma, N_i , do elemento finito prismático triangular.

- FUFOR8 - Calcula o valor das funções de forma, N_i , do elemento finito prismático quadrangular.
- FUFORJ - Calcula o valor das funções de forma, N_i , do elemento finito quadrangular de junta.
- GAUSS6 - Define as coordenadas (expressas em coordenadas de área) e o peso dos vários pontos de integração, para integração numérica, em função do número de pontos de integração adoptado para as faces triangulares.
- GAUSS8 - Define as coordenadas e o peso dos vários pontos de integração, para integração numérica, em função do número de pontos de integração adoptado para as faces quadrangulares.
- MAT6 - Define as coordenadas naturais dos nós do elemento finito prismático triangular.
- MAT8 - Define as coordenadas naturais dos nós do elemento finito prismático quadrangular.
- MATJ - Define as coordenadas naturais dos nós do elemento finito quadrangular de junta.
- MATS6 - Define os números dos nós pertencentes a cada face do elemento finito prismático triangular.
- MATS8 - Define os números dos nós pertencentes a cada face do elemento finito prismático quadrangular.
- MUDTEN - Transforma as tensões calculadas num sistema de eixos coincidente com o eixo de axissimetria de um corpo com anisotropia transversal, para um sistema de eixos global da estrutura.

- PART - Calcula para cada partição da matriz global os números do nó inicial, do nó final, do elemento inicial e do elemento final, que intervêm nesse bloco particionado.
- RIG3 - Efectua o espalhamento das matrizes de rigidez dos elementos intervenientes numa dada partição, no bloco correspondente da matriz de rigidez global.
- ROTA - Calcula a matriz de transformação de um sistema de eixos ortogonal associado à anisotropia com o sistema de eixos global.
- SOLVE - Resolve o sistema de equações, condensando o vector dos termos independentes e seguindo o processo de retro-substituição.
- TENSAO - Calcula as tensões para os diferentes tipos de elementos finitos utilizados e calcula as tensões principais e as orientações das mesmas para os elementos finitos prismáticos triangulares e quadrangulares.
- TRANJ6 - Calcula a matriz de transformação de coordenadas naturais para coordenadas globais para o elemento finito prismático triangular.
- TRANJ8 - Calcula a matriz de transformação de coordenadas naturais para coordenadas globais para o elemento finito prismático quadrangular.
- TRANJJ - Calcula a matriz de transformação de coordenadas naturais para coordenadas globais para o elemento finito quadrangular de junta.
- TRANSF - Transfere para a metade superior o semibloco existente na metade inferior dum bloco particionado da matriz global do sistema.

4 - TESTES AO MODELO DE CÁLCULO DESENVOLVIDO

4.1 - Generalidades

No Capítulo 3 desenvolveu-se um modelo de cálculo que pretende simular o comportamento de juntas de barragens, com base no método dos elementos finitos tridimensionais. Nesse mesmo capítulo foi descrito o programa de cálculo automático, estabelecido em linguagem FORTRAN, que traduzia o referido modelo.

De modo a testar o funcionamento do programa de cálculo automático e a aferir a validade dos resultados do modelo, foi, este, aplicado a um conjunto de situações em que o tipo de esforços gerados fossem comparáveis aos das situações reais em análise e que tivessem soluções analíticas simples de definir.

Já que durante o período de vida de uma barragem e também para a injeção das juntas a cedência verifica-se geralmente por não resistência à tracção, estudou-se o caso de um pilar submetido à flexão composta, incorporando elementos de junta no apoio. Desta forma valida-se, também, a formulação apresentada para os elementos de junta.

Outro nível de testes refere-se à definição das características de rigidez para os elementos de junta. A matriz de junta, suposta não dilatante, terá a forma, já antes referida, de

$$D = \begin{bmatrix} KT_1 & 0 & 0 \\ 0 & KT_2 & 0 \\ 0 & 0 & KN \end{bmatrix} \quad (4.1)$$

em que KT_1 e KT_2 são as rigidezes no plano da junta e KN a rigidez na direcção normal a esse plano.

Para saber qual a influência sobre os resultados de variações destes parâmetros efectuou-se uma análise de sensibilidade às referidas características de rigidez da junta. Os resultados obtidos apresentam-se na secção 4.3.

4.2 - Pilar solicitado por uma flexão composta

O pilar foi discretizado de acordo com três malhas de elementos finitos incorporando, respectivamente, 2, 4 e 8 elementos de junta na base do pilar. Deste modo, poder-se-á averiguar melhor as potencialidades do processo iterativo adoptado e das aproximações que se podem conseguir.

As dimensões admitidas foram de 20 m de altura e uma secção de 4 m de largura por 1 metro de espessura, como indicado na Fig. 4.1.

A flexão composta foi representada por uma carga uniformemente distribuída de 180 kN/m^2 , equivalente a um esforço normal de 720 kN e por uma carga distribuída

equivalente a um momento de 800 kNm. Na mesma Fig. 4.1 estão indicadas a flexão composta e as respostas teóricas baseadas na Resistência de Materiais, na solução i) supondo resistência à tracção e na solução ii) supondo não resistência à tracção.

Note-se que se utilizou uma flexão pronunciada, para que na situação de não resistência à tracção haja uma separação notória entre as faces dos elementos de junta.

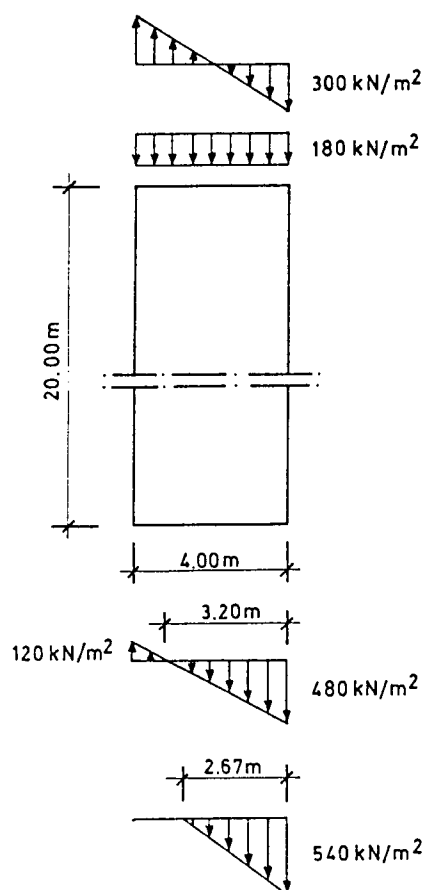


Figura 4.1 - Solicitação adoptada para o pilar e respostas teóricas baseadas na Resistência de Materiais.

Adoptaram-se para o pilar as seguintes características: módulo de elasticidade igual a 20 GPa; módulo de distorção igual a 8,33 GPa; e coeficiente de Poisson igual a 0,2. Para a junta adoptaram-se rigidezes tangenciais iguais a 83,3 GPa/m e rigidez normal igual a 200 GPa/m.

Nas figuras 4.4, 4.7 e 4.10 estão registadas as evoluções dos deslocamentos verticais e horizontais do canto superior direito do pilar, ponto A, convencionou-se que aqueles são positivos se, respectivamente, forem descendentes e forem dirigidos para a direita.

4.2.1 - Discretização com 2 elementos de junta

Na Fig. 4.2 está representada a malha de elementos finitos com 2 elementos de junta no apoio do pilar, totalizando 8 elementos finitos e 30 pontos nodais.

Os resultados obtidos apresentam-se nas Fig. 4.3 e 4.4, respectivamente, as tensões na base do pilar e o deslocamento do canto superior direito, para as três iterações, até o processo convergir.

A convergência é muito rápida, anulando-se as tensões num elemento e estando o outro elemento comprimido. É de realçar que, os resultados da primeira iteração que correspondem a supôr ilimitada a resistência à tracção coincidem totalmente com a solução teórica.

Relativamente aos deslocamentos, nota-se a rigidez desta malha o que leva a que, mesmo após a separação das faces de um elemento de junta, estes não variem muito.

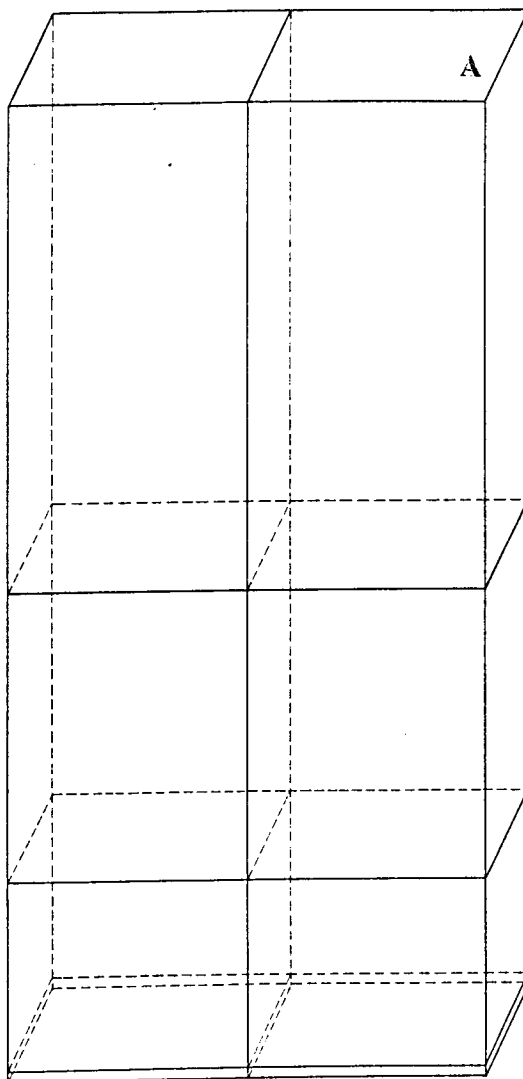


Figura 4.2 - Discretização com 2 elementos de junta.

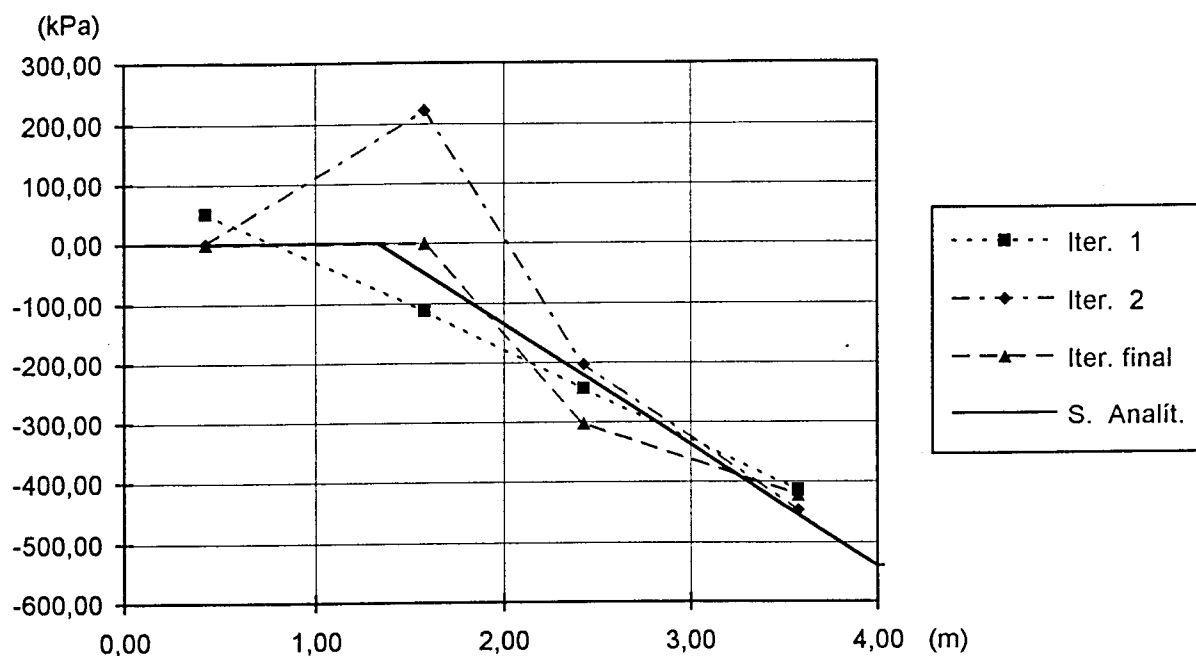


Figura 4.3 - Discretização com 2 elementos de junta: evolução das tensões na base.

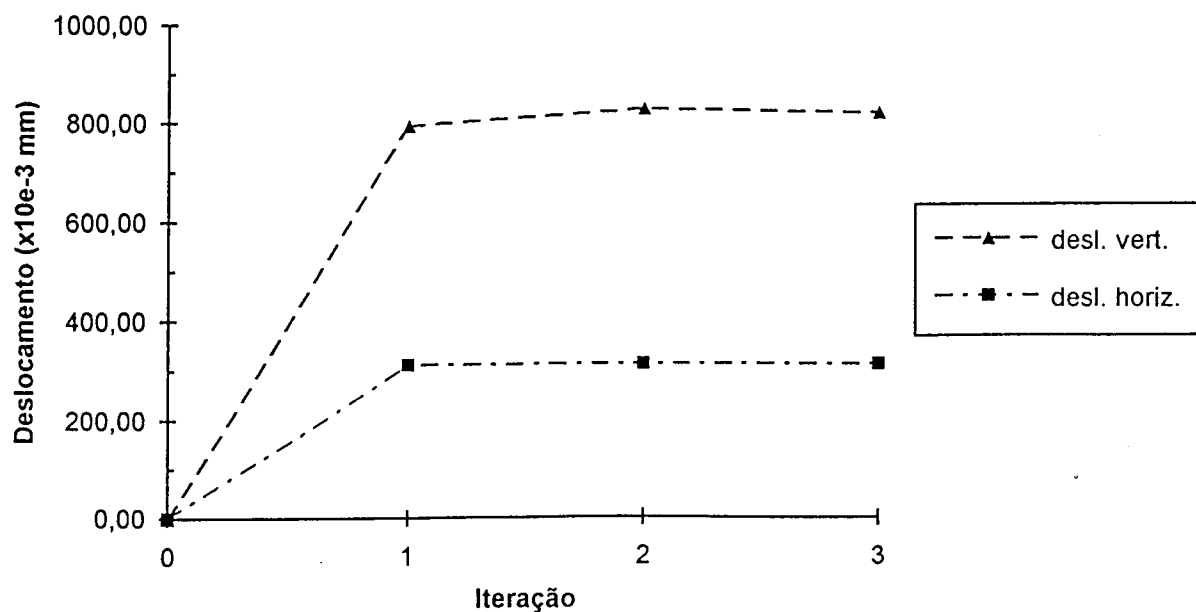


Figura 4.4 - Discretização com 2 elementos de junta: evolução do deslocamento do ponto A.

4.2.2 - Discretização com 4 elementos de junta

Na Fig. 4.5 está representada a discretização do pilar com 4 elementos de junta no apoio, num total de 16 elementos finitos e 50 pontos nodais.

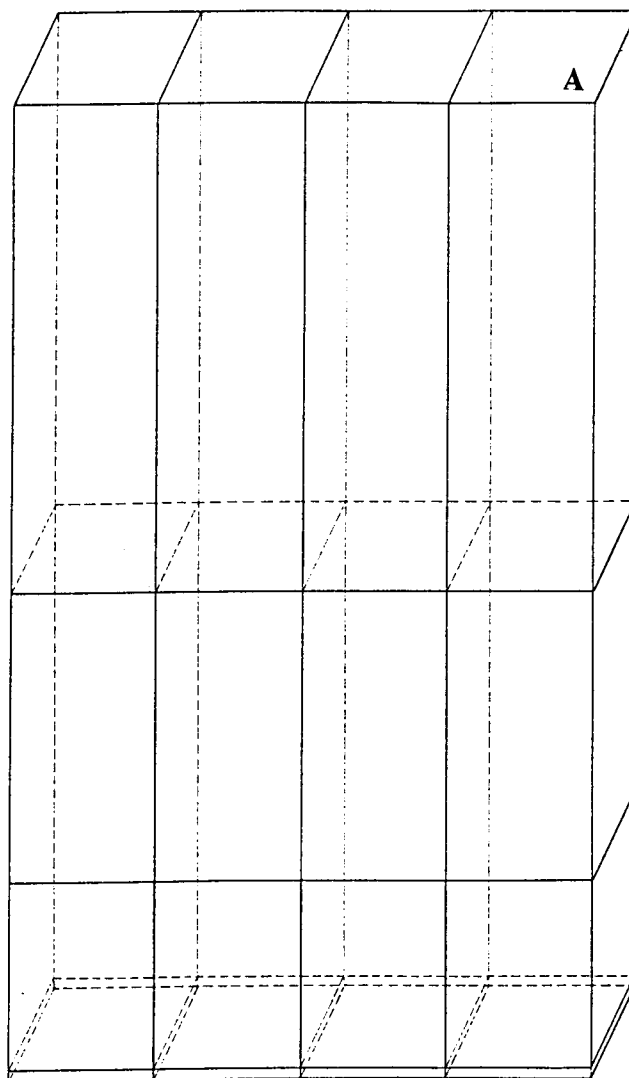


Figura 4.5 - Discretização com 4 elementos de junta.

Na Fig. 4.6 estão os resultados obtidos para as tensões na base do pilar para as duas iterações necessárias para a convergência.

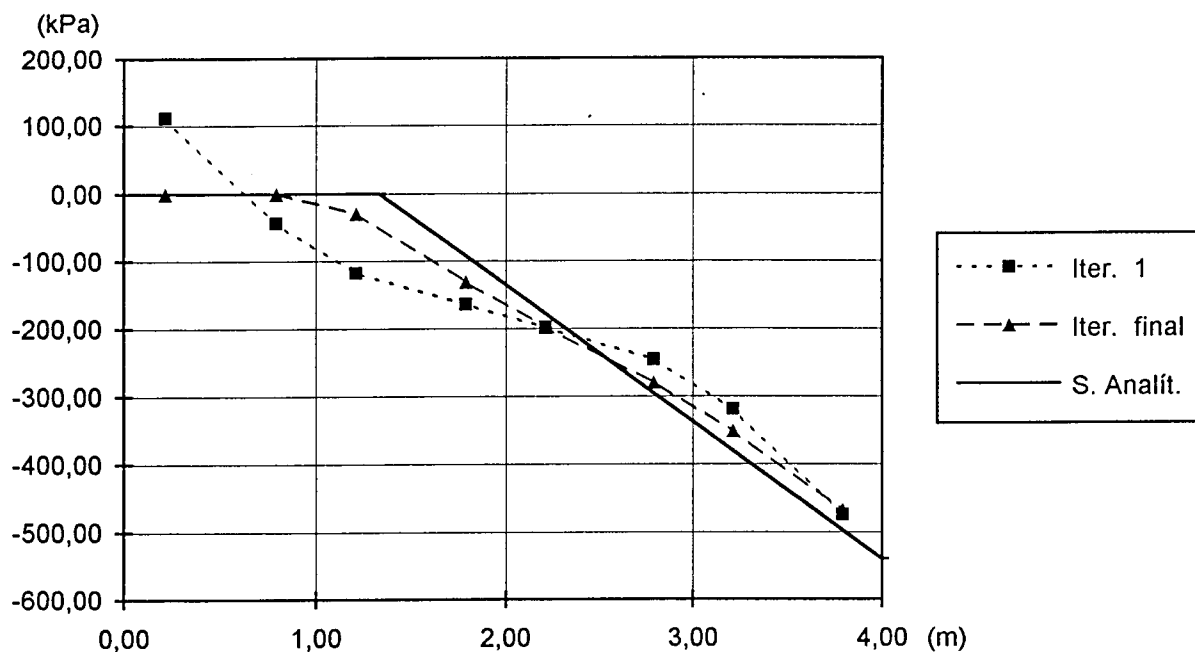


Figura 4.6 - Discretização com 4 elementos de junta: evolução das tensões na base.

Com esta discretização os resultados são de melhor qualidade, havendo uma concordância quase perfeita na zona mais comprimida. Note-se que a convergência é obtida na segunda iteração.

Em termos de deslocamentos, Fig. 4.7, os resultados obtidos com esta discretização são sensíveis à cedência do elemento de junta mais à esquerda, notando-se um aumento apreciável do deslocamento vertical.

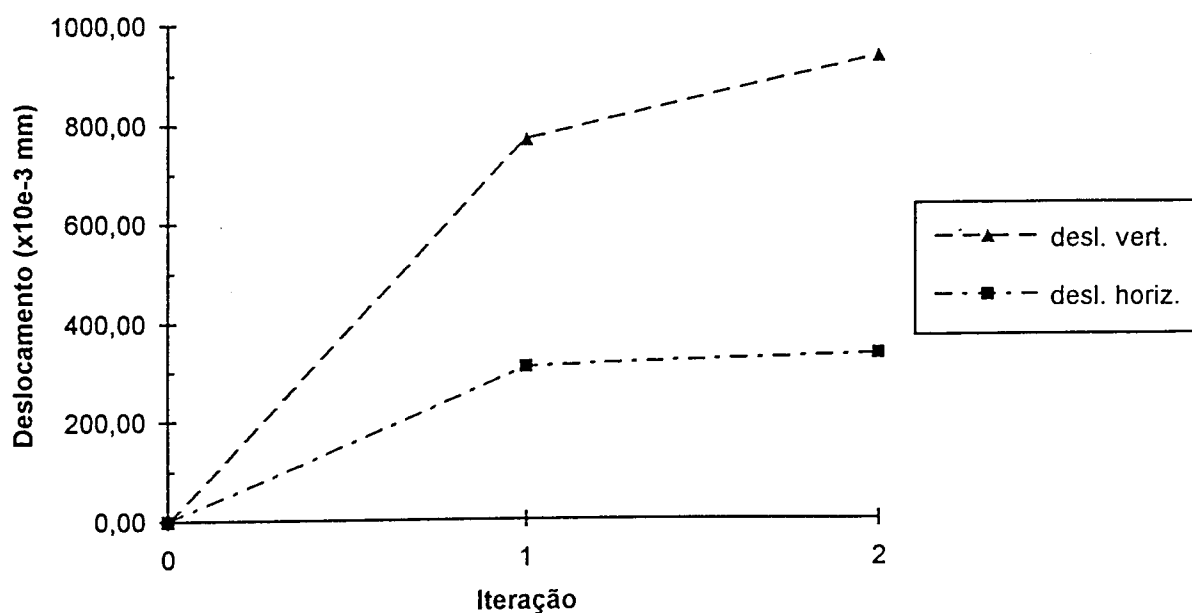


Figura 4.7 - Discretização com 4 elementos de junta: evolução do deslocamento do ponto A.

4.2.3 - Discretização com 8 elementos de junta

Na Fig. 4.8 está representada a discretização do pilar por elementos finitos, com 8 elementos de junta no apoio, totalizando 32 elementos e 90 pontos nodais.

Na Fig. 4.9 estão os resultados relativos às tensões na base do pilar. Note-se que são sucessivamente anuladas as tensões nas zonas traccionadas, no decorrer das iterações. A convergência é bastante rápida e a segunda iteração é já uma muito boa aproximação, e posteriormente melhorada.

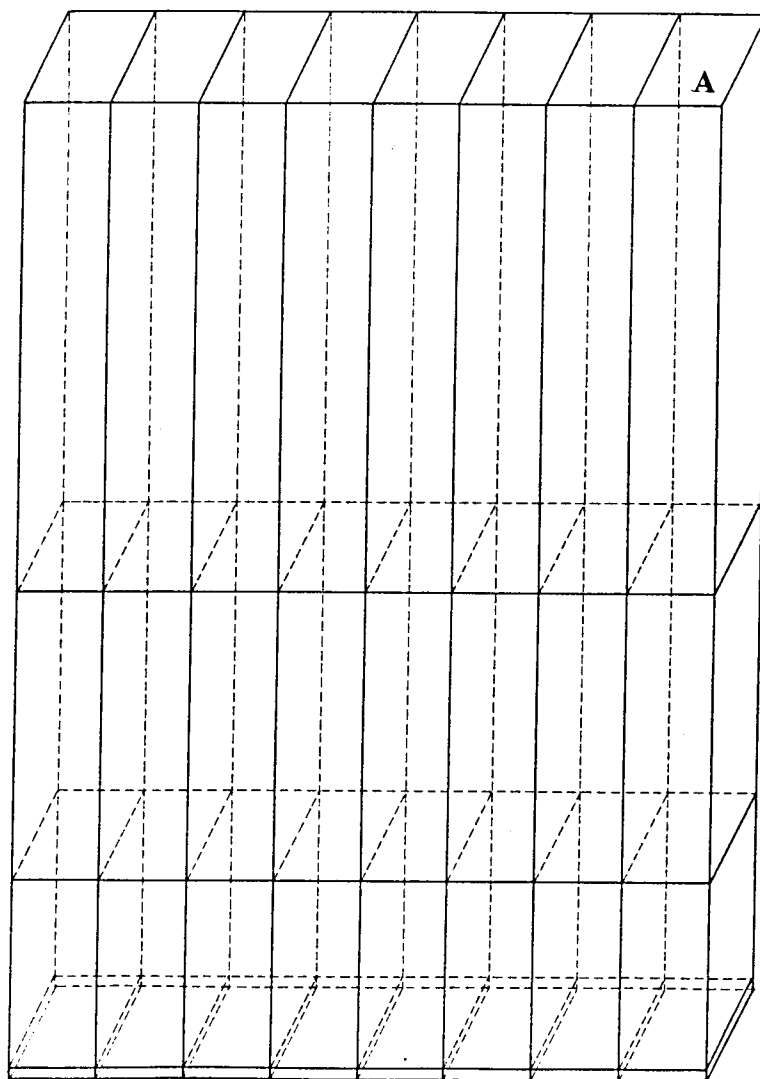


Figura 4.8 - Discretização com 8 elementos de junta.

Na Fig. 4.10 está representada a evolução do deslocamento do canto superior direito do pilar, e que vem confirmar os resultados em termos de tensões: efectivamente a iteração 2 é já uma boa aproximação.

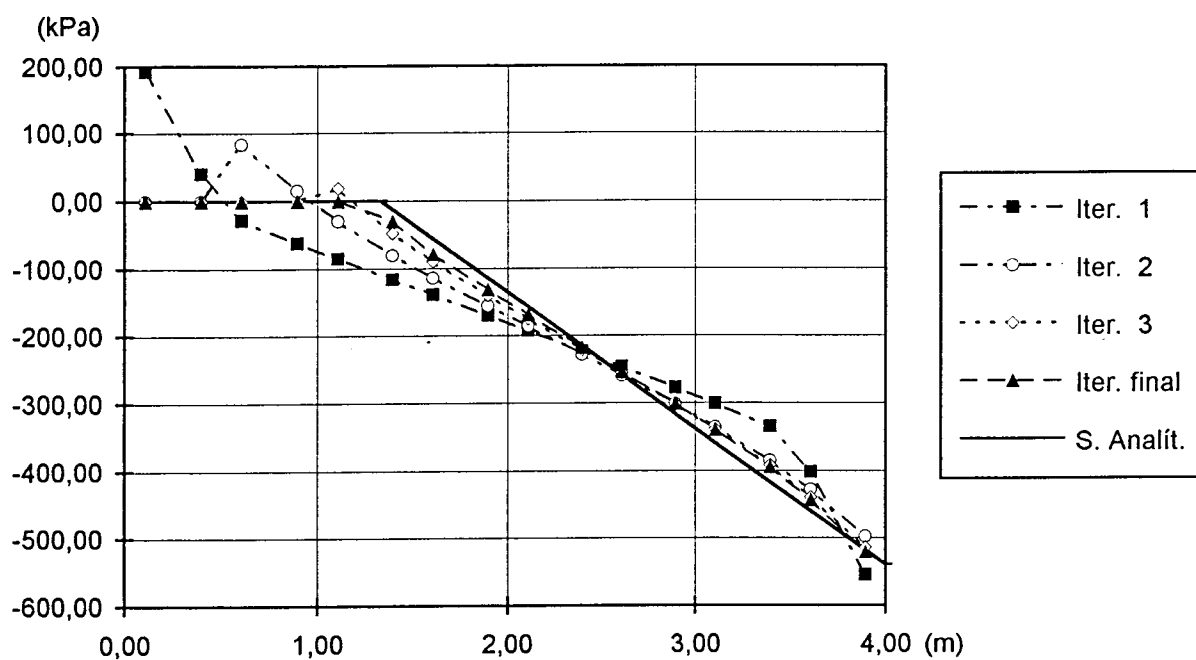


Figura 4.9 - Discretização com 8 elementos de junta: evolução das tensões na base.

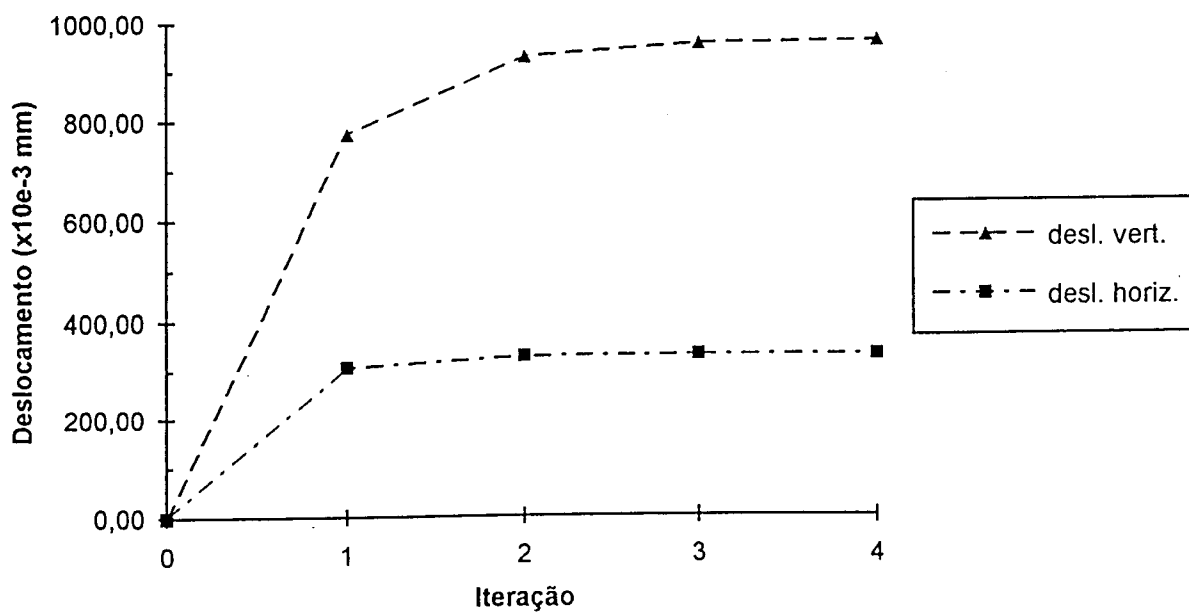


Figura 4.10 - Discretização com 8 elementos de junta: evolução do deslocamento do ponto A.

4.2.4 - Análise comparativa das três discretizações

Faz-se, nesta secção, uma análise comparativa entre os resultados obtidos com as três discretizações, chamando-se:

- . Malha 1 - Discretização com 2 elementos de junta;
- . Malha 2 - Discretização com 4 elementos de junta;
- . Malha 3 - Discretização com 8 elementos de junta.

Pela observação da Fig. 4.11, que se refere à primeira iteração para as três malhas de elementos finitos, verifica-se que qualquer uma delas aproxima bem a solução analítica com material resistente à tracção. Efectivamente, é até a malha mais leve que melhor solução fornece, acertando exactamente em todos os pontos de integração na solução teórica da Resistência de Materiais.

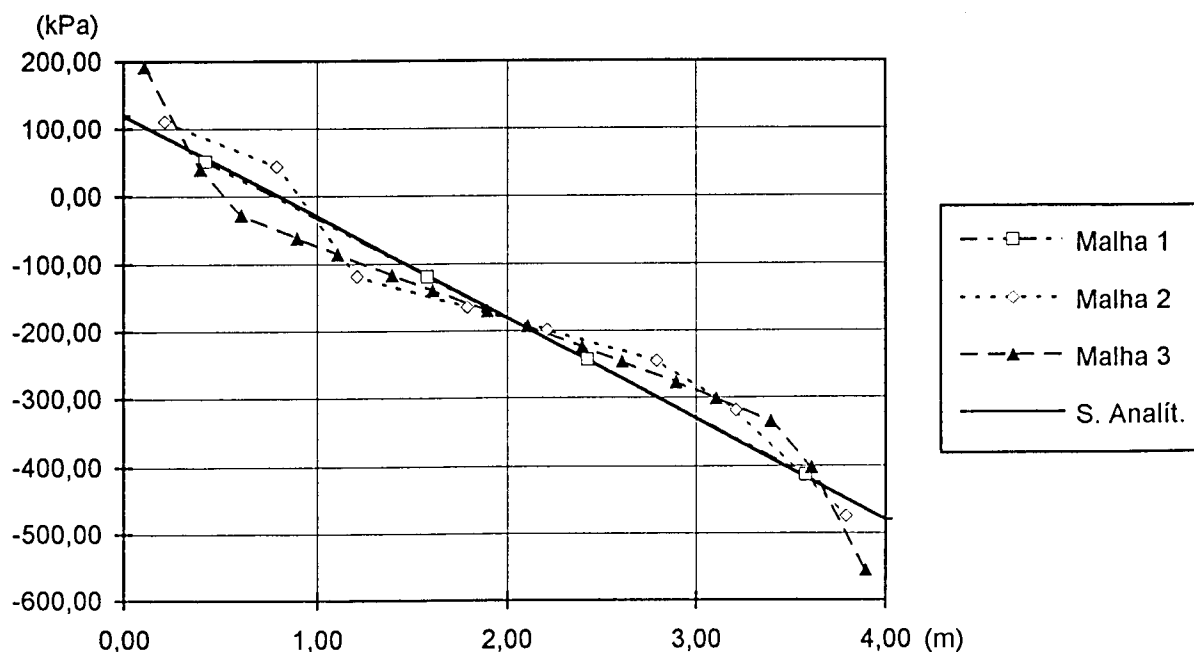


Figura 4.11 - Tensões na base para a primeira iteração.

Na Fig. 4.12 estão figurados os deslocamentos do canto superior direito do pilar para a mesma hipótese de resistência à tracção, não sendo significativas as diferenças observadas.

Considerou-se, em seguida, o material como não tendo qualquer capacidade para resistir à tracção e os resultados obtidos para as três malhas encontram-se representados na Fig. 4.13, em termos de tensões na base do pilar, e na Fig. 4.14, traduzindo o deslocamento do canto superior direito do pilar.

Na Fig. 4.13 são patentes os bons resultados obtidos com as três malhas, particularmente as que incorporam 4 ou 8 elementos de junta.

Na Fig. 4.14 comprova-se isso mesmo, verificando-se que as diferenças não são significativas para os resultados das três discretizações, mas com maior ênfase para as malhas 2 e 3.

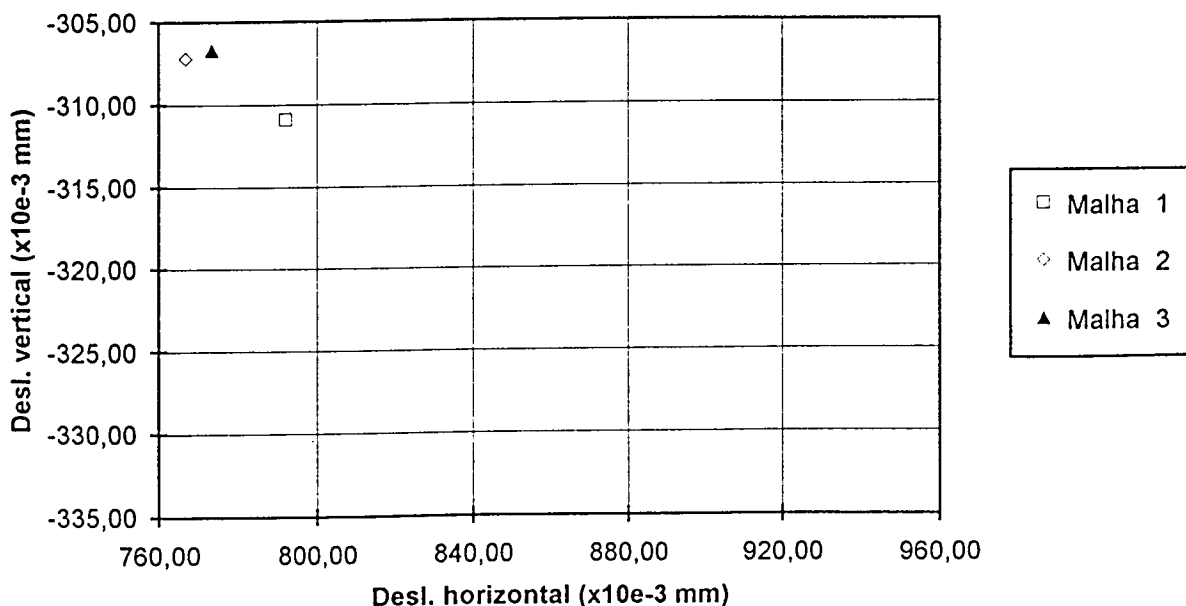


Figura 4.12 - Deslocamento do ponto A para a primeira iteração.

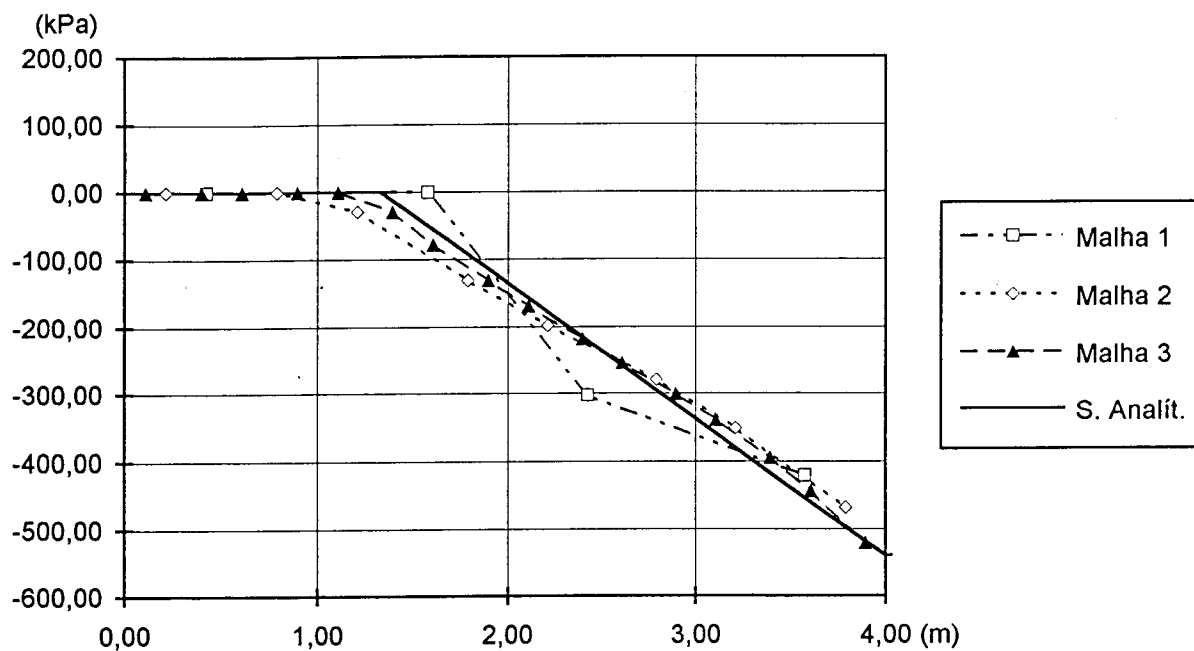


Figura 4.13 - Tensões na base para a iteração final.

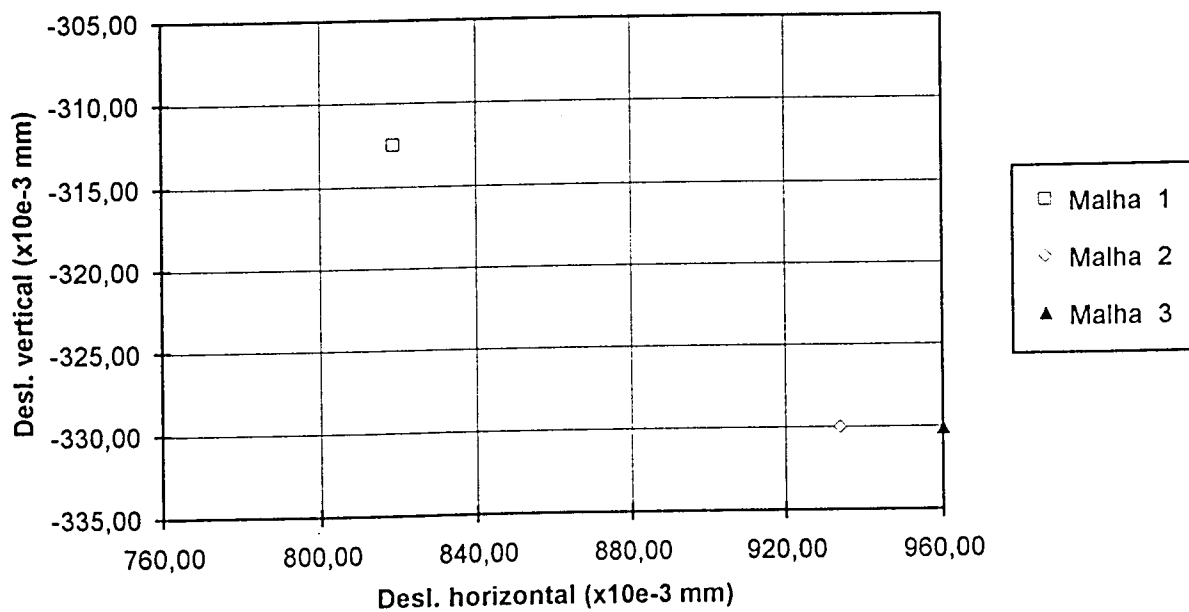


Figura 4.14 - Deslocamento do ponto A para a iteração final.

4.3 - Análise de sensibilidade das características de rigidez da junta

Os valores a atribuir às características de rigidez a utilizar na definição da matriz de junta são habitualmente fonte de alguma incerteza.

Em solos estas características são inferidas a partir de resultados de ensaios e os valores que se obtém estão dependentes do tipo de ensaios e do modo como eles são conduzidos, especialmente do processo de amostragem.

Em barragens é evidente a dificuldade em realizar ensaios, mas existe alguma experiência em Portugal, particularmente no LNEC (Pina, 1988), em que se efectuaram ensaios sobre modelos de blocos de uma barragem.

Neste trabalho optou-se por seguir uma via exclusivamente numérica, tentando que os resultados numéricos obtidos num caso elementar sem junta iguallassem os resultados obtidos num caso semelhante em que exista uma junta.

Consideraram-se três tipos de solicitações a actuarem no pilar representado na Fig. 4.15:

- Compressão simples;
- Flexão pura;
- Flexão simples;

e usaram-se as condições de dupla simetria de modo a optimizar o estudo efectuando.

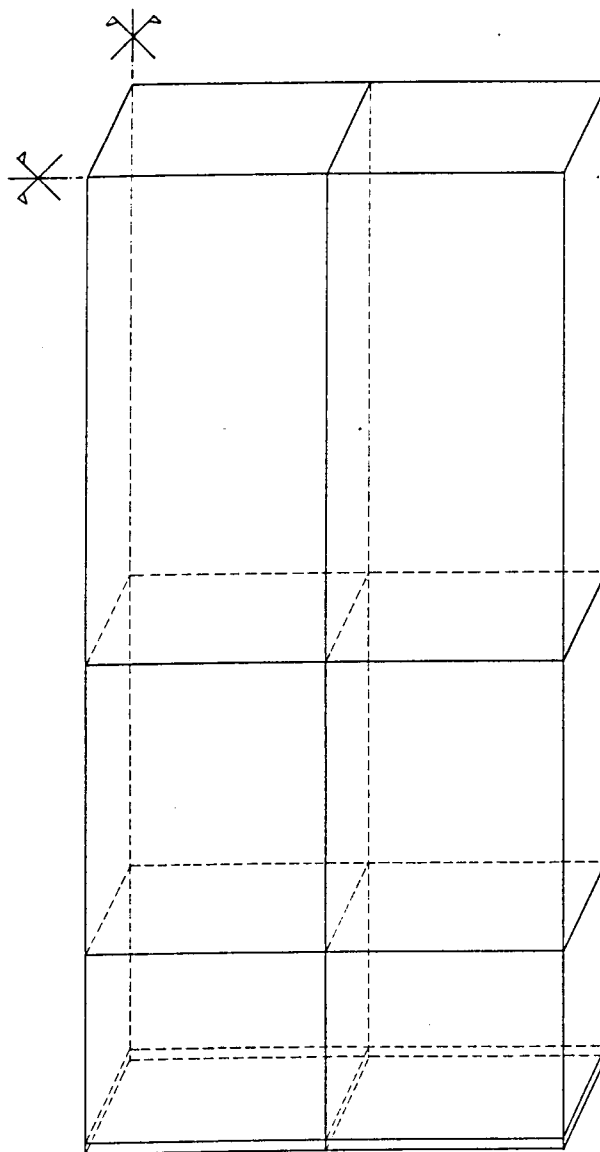


Figura 4.15 - Discretização do pilar.

Para o material constitutivo do pilar foram consideradas as seguintes características:

- $E = 20 \text{ GPa}$;
- $\nu = 0,22$;
- $G = 8.197 \text{ GPa}$.

Para a junta experimentaram-se vários conjuntos de características de rigidez tendo-se começado por:

$$-KT_1 = KT_2 = 81.97 \text{ GPa/m};$$

$$-KN = 200 \text{ GPa/m}.$$

Sucessivamente aplicou-se um factor multiplicativo, K , a estas características e compararam-se os resultados com os obtidos sem junta, tendo-se utilizado como objecto de comparação o deslocamento vertical do ponto médio da aresta superior direita do pilar.

Nas Fig. 4.16 a 4.18, apresentam-se as comparações, em termos de erros percentuais, entre os dois tipos de resultados. Verifica-se que em compressão simples e em flexão pura as soluções com junta vão-se aproximando da solução sem junta à medida que K aumenta. Para K igual a 1, que corresponde a utilizar as rigidezes iniciais, os resultados são já de muito boa qualidade.

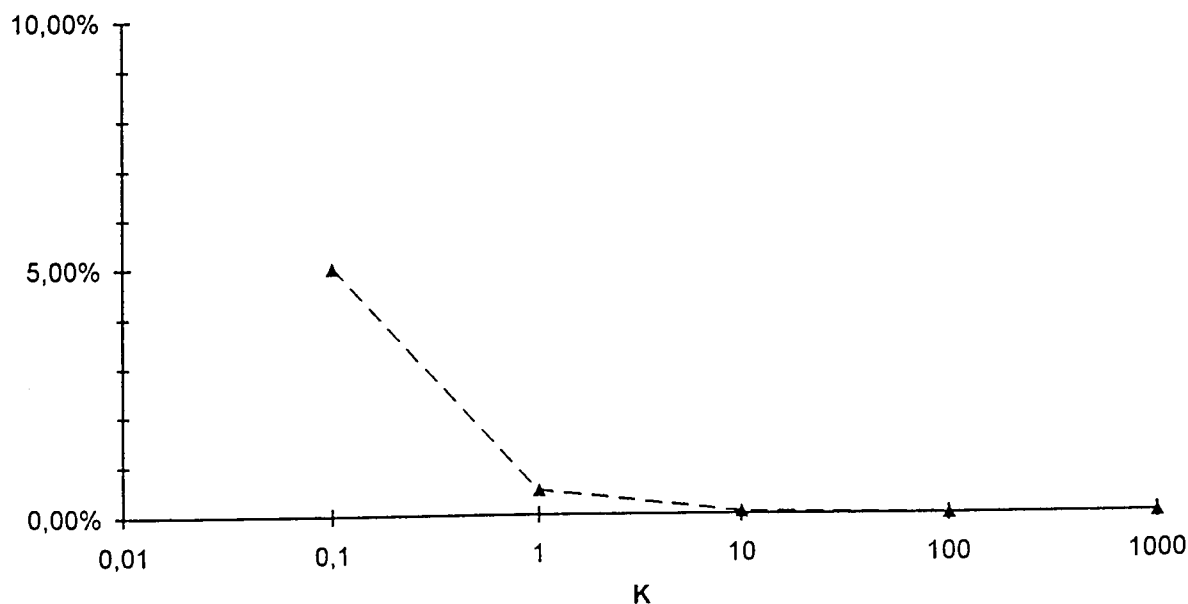


Figura 4.16 - Evolução do erro em compressão simples.

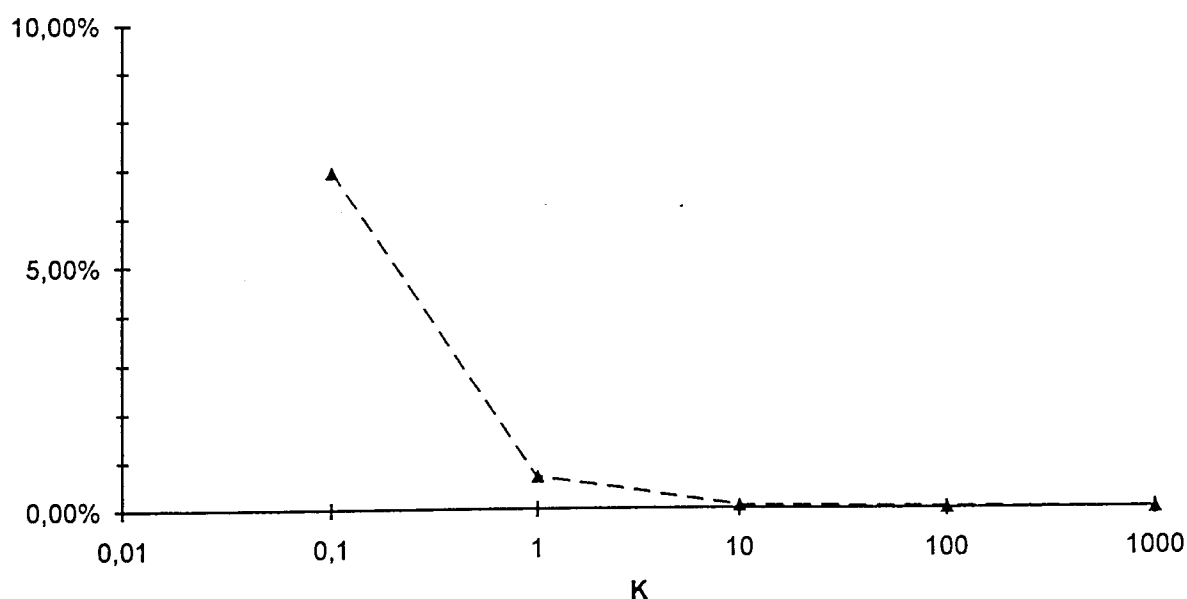


Figura 4.17 - Evolução do erro em flexão pura.

Na Fig. 4.18 apresentam-se os resultados quando o pilar é solicitado por uma flexão simples. Nesta situação os erros observados são muito baixos para qualquer K e são da ordem de grandeza dos erros para as outras solicitações quando se tomam valores, para K a partir de 10.

Sublinhe-se que, além dos limites de K representados nas figuras, verificam-se problemas numéricos que fazem com que os erros aumentem de ordem de grandeza e tenham evolução irregular.

Pode-se concluir que, a menos de se considerarem espessuras elevadas para a junta, os valores admitidos para as suas características de rigidez não influenciam os resultados de modo significativo. Podem, no entanto, surgir problemas numéricos quando se utilizam valores muito elevados.

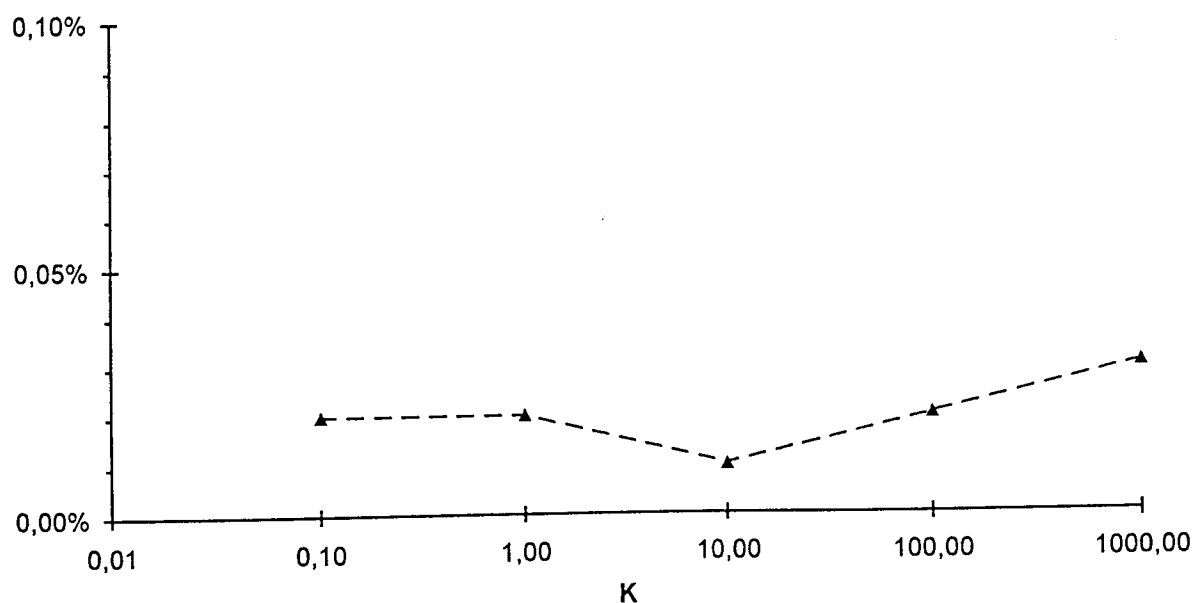


Figura 4.18 - Evolução do erro em flexão simples.

Nos cálculos efectuados no Cap. 5 utilizar-se-ão os valores para as rigidezes da junta correspondentes a K igual a 1, pois este valor pertence à zona estável dos gráficos das Fig. 4.16 a 4.18.

Note-se, ainda, que utilizar os módulos de Young e de Coulomb do material da junta, que corresponde a K igual a 0,1, não é a via que fornece melhores resultados.

5. APLICAÇÃO DO MODELO DE CÁLCULO À BARRAGEM ABÓBADA DE FRONHAS

5.1 - Caracterização estrutural

A barragem de Fronhas, Fig. 5.1, situa-se no vale do rio Alva, a cerca de 800 metros da povoação de Fronhas, concelho de Arganil e distrito de Coimbra. Pertence à Direcção Geral dos Recursos Naturais e foi projectada pela Electricidade de Portugal (EDP).

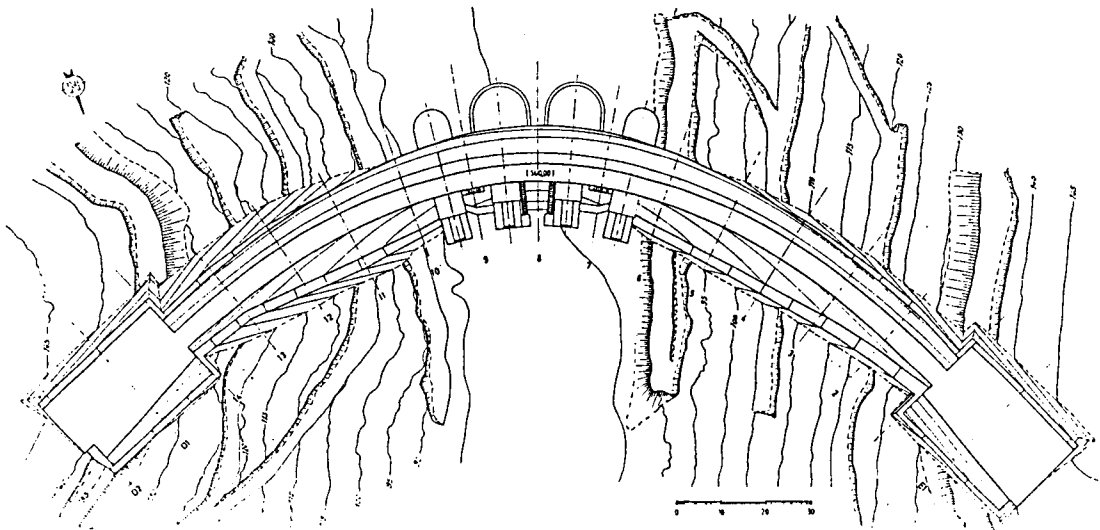


Figura 5.1 - Planta da barragem de Fronhas.

Os arcos têm espessura variável, aumentando do fecho para as margens, com o máximo de 15,70 metros à cota 100 metros. A forma adoptada para os arcos permite obter reconhecidas vantagens principalmente porque proporcionam uma boa curvatura na zona central, onde se encontra o efeito de arco e porque melhoram a inserção nas margens sob o ponto de vista da transmissão dos impulsos à fundação. No coroamento a abóbada tem 190 metros de desenvolvimento.

Os encontros, que rematam o fecho do vale em ambas as margens, têm 30 metros de comprimento cada e alturas variando entre 20 metros e 10 metros. As suas secções transversais são trapezoidais e as superfícies de contacto com a fundação são rectangulares sendo os paramentos de montante verticais.

A abóbada está dividida em blocos de betonagem separados por juntas cujos espaçamentos, medidos no cilindro de referência, são:

- . do fecho para a margem esquerda - 14,571 metros;
- . do fecho para a margem direita - 14,667 metros.

Com estes valores formaram-se 7 e 6 blocos, em cada uma das partes da barragem, de modo a não ultrapassar 15 metros, como é regulamentar.

Estas juntas permitirão a contracção da massa de betão por dissipação do calor de hidratação. Na Fig. 5.3 está esquematizada uma junta da barragem, estando em evidência a forma dos caixotões e os dispositivos de injeção.

As 17 juntas de contracção (14 na barragem e 3 nos encontros) estão divididas em compartimentos de injeção delimitados por lâminas de estanquidade às cotas 126, 106,5 e 92,5. Estão, assim, definidos 43 compartimentos de injeção distribuídos de acordo com:

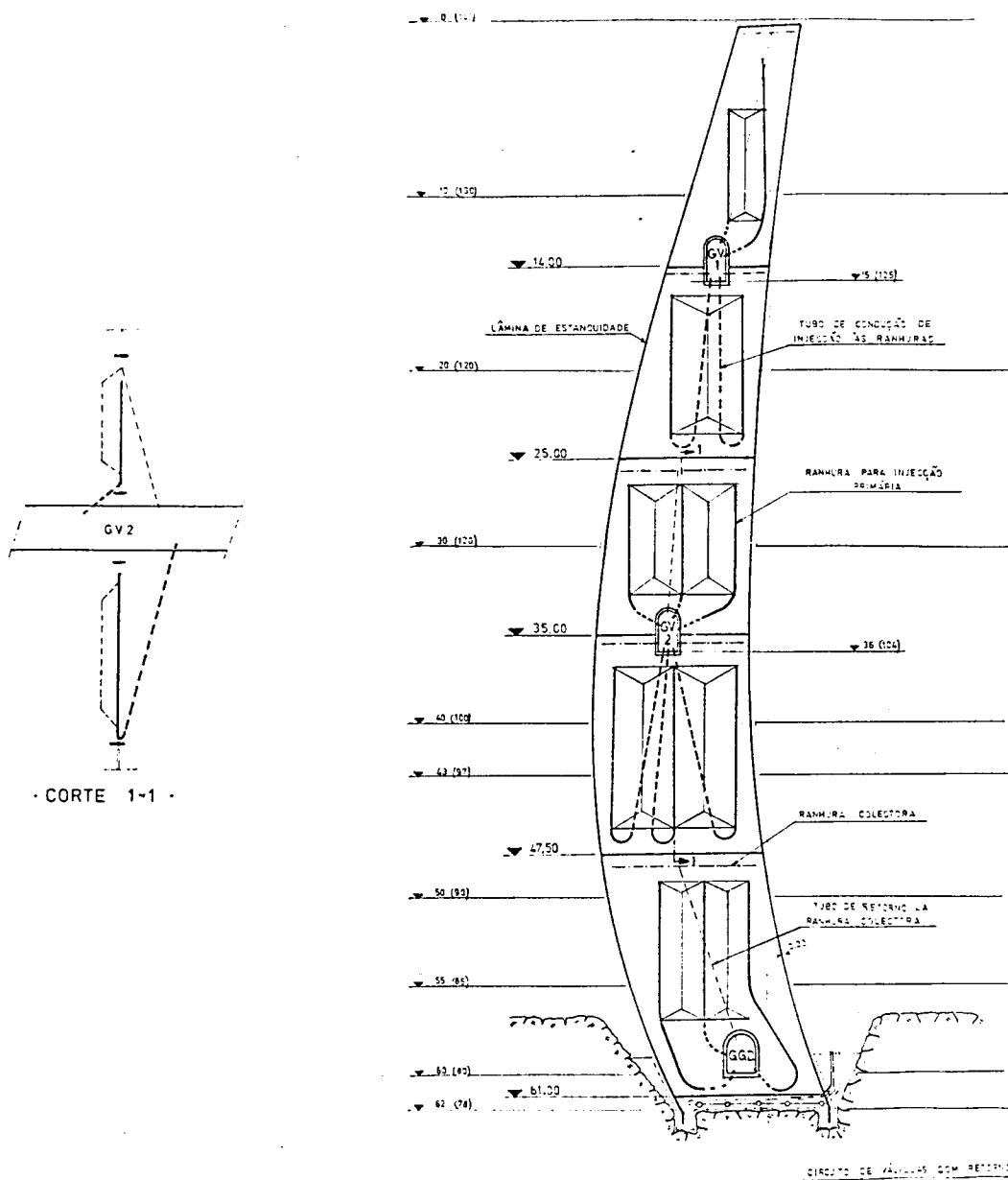


Figura 5.3 - Tipologia das juntas da barragem de Fronhas.

- . compartimento número 1 para as juntas 6 a 10;
- . compartimento número 2 para as juntas 4 a 12;
- . compartimento número 3 para as juntas 2 a 13;
- . compartimento número 4 em todas as juntas.

Procedeu-se à injeção das juntas com uma calda de cimento, injectando-se, sucessivamente, dos compartimentos às menores cotas para os de cotas mais elevadas e, para cada nível, começando dos compartimentos junto ao fecho para os compartimentos junto às margens. Além disso a injeção de compartimentos simétricos relativamente à junta de fecho foi executada simultâneamente, de modo a conservar as simetrias estruturais. Os compartimentos adjacentes aos compartimentos em injeção foram preenchidos com água a metade dessa pressão de modo a minimizar os efeitos de pressões localizadas.

5.2 - Discretização em elementos finitos

Na discretização da barragem usaram-se elementos finitos tridimensionais de 6 e 8 nós e elementos finitos tridimensionais de junta de 8 nós. Discretizou-se, também, a fundação com elementos finitos tridimensionais de 8 nós. Na Fig. 5.4 está representada a malha utilizada para a barragem e na Fig. 5.5 apresenta-se um bloco de barragem, incluindo a fundação. Nesta última figura pode observar-se a fundação idealizada, mas deve ter-se em consideração que é uma perspectiva, sujeita a distorção das suas reais dimensões.

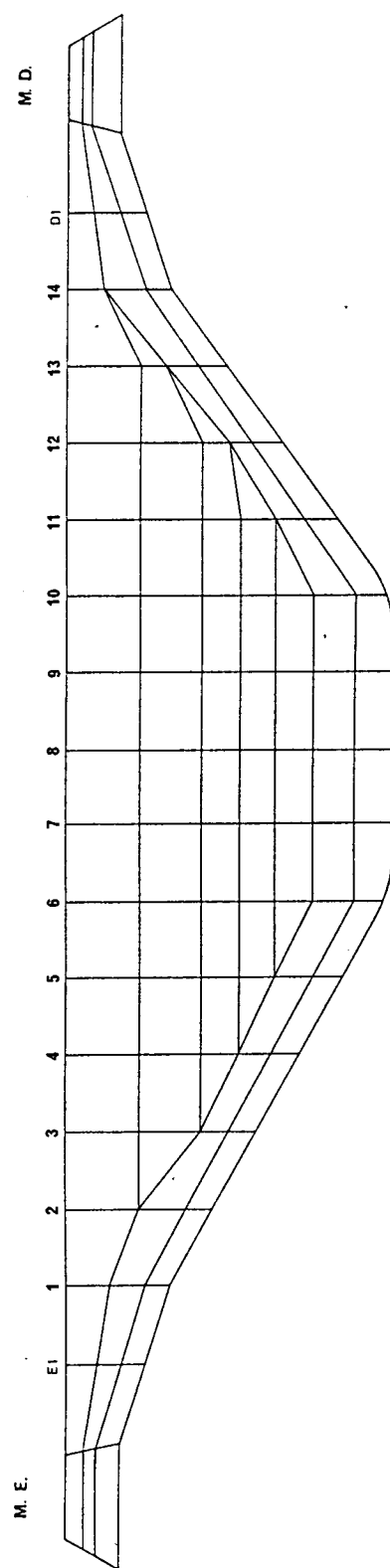


Figura 5.4 - Discretização da barragem de Fronhas.

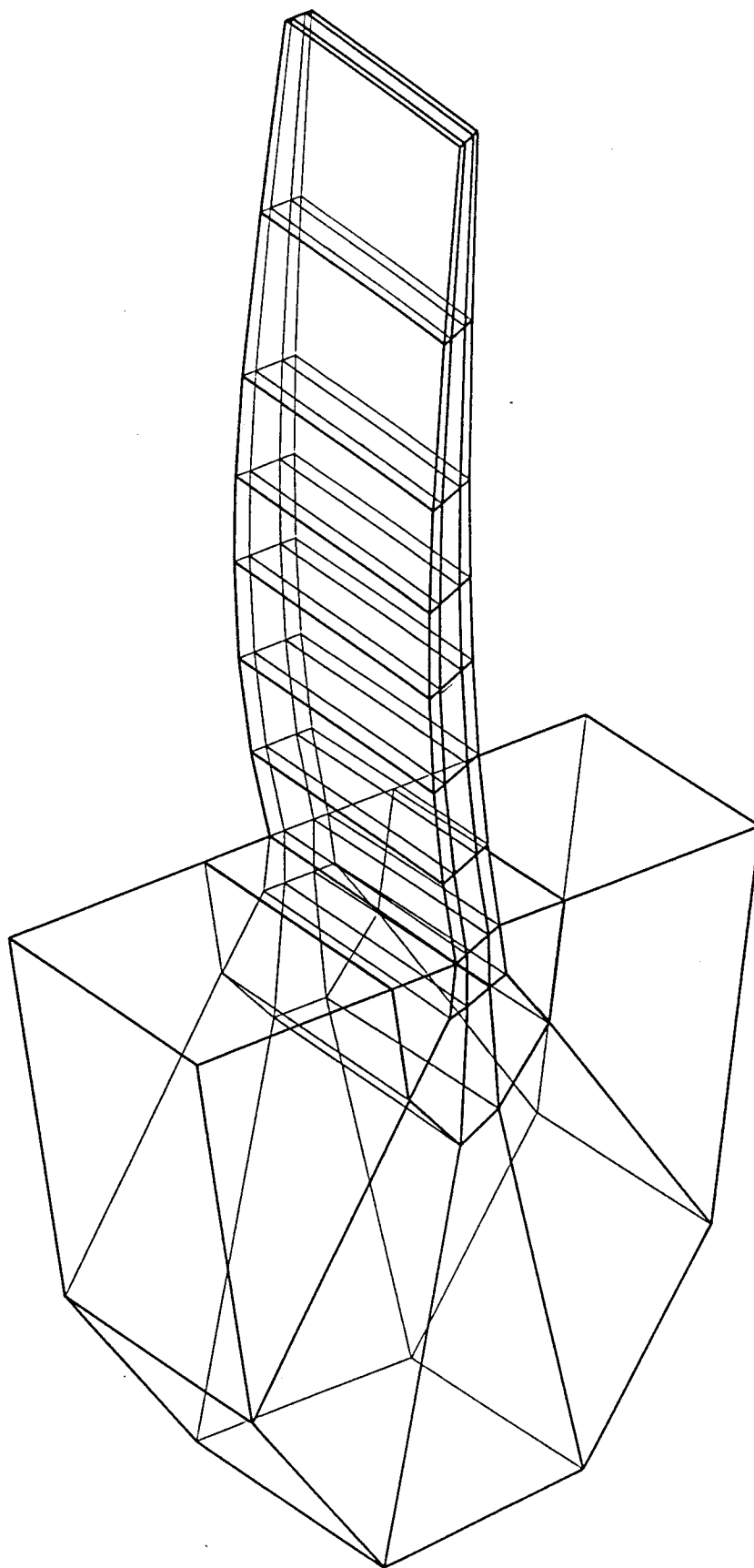


Figura 5.5 - Discretização de um bloco da barragem de Fronhas.

A malha foi modelada com 1152 nós, correspondentes a 766 elementos, distribuídos da forma seguinte:

- na barragem 261 elementos, dos quais 237 de 8 nós e 24 de 6 nós;
- na fundação 265 elementos de 8 nós;
- nas juntas 240 elementos de junta de 8 nós.

Utilizaram-se 3 elementos na espessura da barragem, tendo-se diminuído a dimensão dos elementos junto aos paramentos de modo a aumentar a qualidade dos resultados nessas zonas.

Porque se verificou que havia variação acentuada das características elásticas da fundação, definiram-se 8 zonas com módulos de Young variáveis entre 6 GPa e 26 GPa e coeficiente de Poisson igual a 0,22.

Para o betão considerou-se o módulo de Young igual a 20 GPa, o coeficiente de Poisson igual a 0,22 e o peso específico igual a 24 kN/m³.

Para as juntas usaram-se rigidezes tangenciais iguais a 81,97 GPa/m e rigidez normal igual a 200 GPa/m.

5.3 - Comportamento sob a acção da pressão hidrostática

Considerou-se a barragem sob a acção da pressão hidrostática ao nível do coroa-mento, admitindo para a água um peso específico igual a 10 kN/m³. Consideraram-se ainda as acções permanentes devidas ao peso próprio da barragem.

Supondo que as juntas estavam não injectadas, efectuaram-se cálculos para diferentes aberturas das juntas, nomeadamente para:

- Abertura inicial nula;
- Abertura inicial igual a 0,5 mm;
- Abertura inicial igual a 1,0 mm;
- Abertura inicial igual a 1,5 mm;
- Abertura inicial igual a 2,0 mm;

Na Fig. 5.6 representam-se os deslocamentos radiais calculados na consola central para as 5 aberturas. Note-se a perda de rigidez introduzida pelo aumento da abertura inicial admitida para as juntas. Efectivamente verifica-se uma alteração do comportamento da estrutura entre a situação de contacto das juntas e a de abertura igual a 1 mm. A barragem vai perdendo a curvatura junto ao coroamento e para aquela abertura de 1 mm observa-se mesmo a sua inversão. Ou seja, o funcionamento global da barragem vai-se degradando rapidamente e já para a abertura de 0,5 mm o deslocamento radial máximo na consola central aumentou mais de 50% relativamente à situação de abertura nula. No entanto, a forma da curva ainda se mantém. Para as aberturas de 1 mm e superiores a curva dos deslocamentos radiais assemelha-se mais com a de uma consola, indicando que prevalece o funcionamento isolado de cada bloco da barragem sobre o funcionamento conjunto.

Nas Fig. 5.7 a 5.16, apresentam-se os valores obtidos para as tensões na consola central, para as diferentes aberturas. Nas Fig. 5.17 a 5.20 comparam-se as tensões na mesma consola para as diferentes aberturas. Em termos de tensões regista-se, também, uma alteração do comportamento da barragem, que é notória nos resultados obtidos para a abertura de 1 mm. Comparando os resultados das Fig. 5.7 a 5.10 com os das Fig. 5.11 a 5.16 verifica-se grande semelhança entre os diagramas correspondentes das primeiras e

que contrastam com estas últimas. Realmente, entre os diagramas de tensões relativos às aberturas nula e de 0,5 mm existe, essencialmente, um aumento das tracções quer verticais quer horizontais no pé de montante. Para os restantes casos, os diagramas são bastante mais irregulares e, além da progressão acentuada das tracções no pé de montante da barragem, existe uma outra diferença muito relevante para as tensões verticais, pois os diagramas de montante e de jusante não se cruzam, indicando que não houve inversão do momento.

Nas Fig. 5.21 a 5.24 analisa-se a evolução das tensões, para diferentes cotas, quando se faz variar a abertura inicial das juntas. Nestas figuras constata-se que até à abertura de 0,5 mm a evolução das tensões para cada cota é bastante regular e não se alteram significativamente. A partir daquela abertura as variações são bastante apreciáveis, quer na sua evolução quer em grandeza.

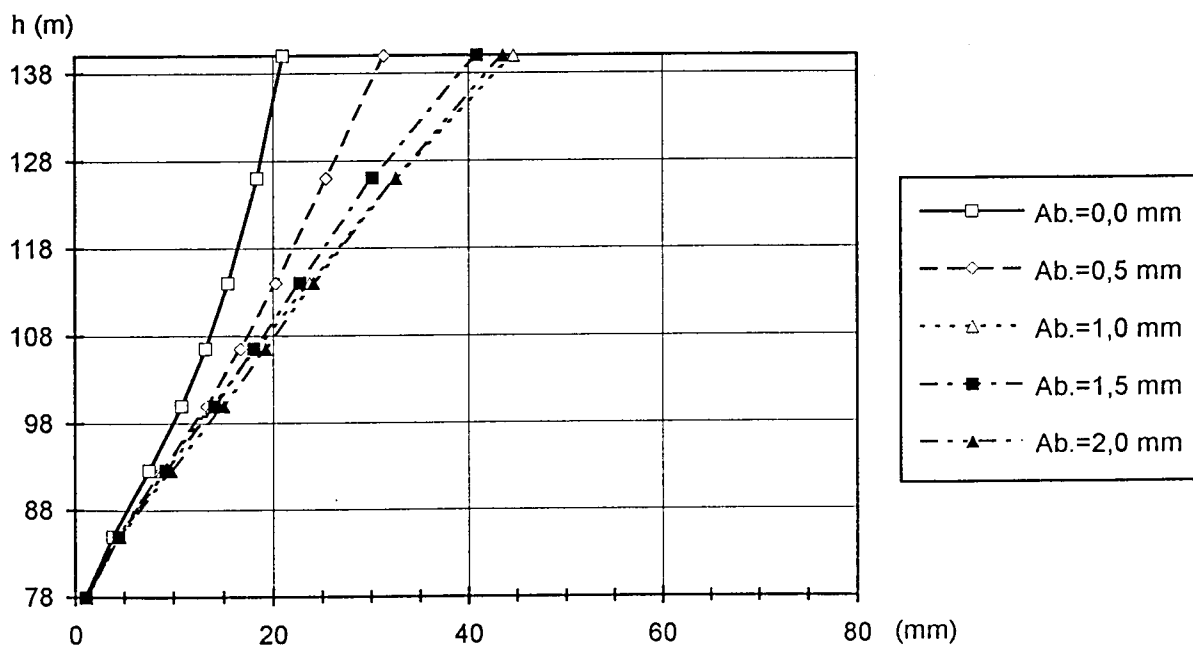


Figura 5.6 - Deslocamentos radiais calculados para a consola central.

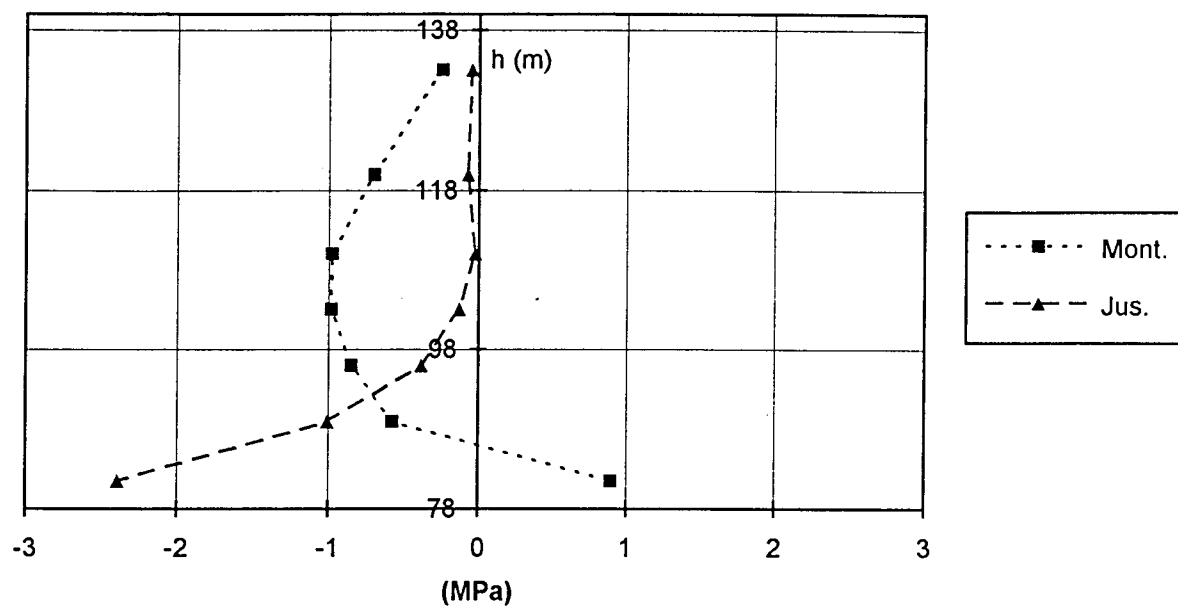


Figura 5.7 - Tensões verticais na consola central para a abertura das juntas nula.

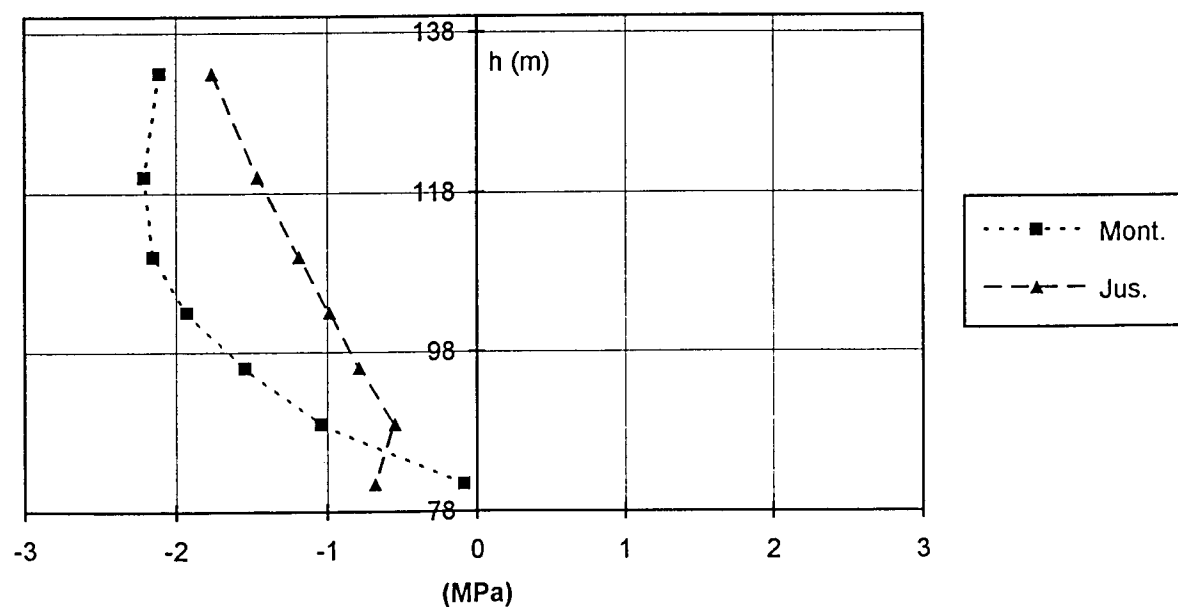


Figura 5.8 - Tensões horizontais na consola central para a abertura das juntas nula.

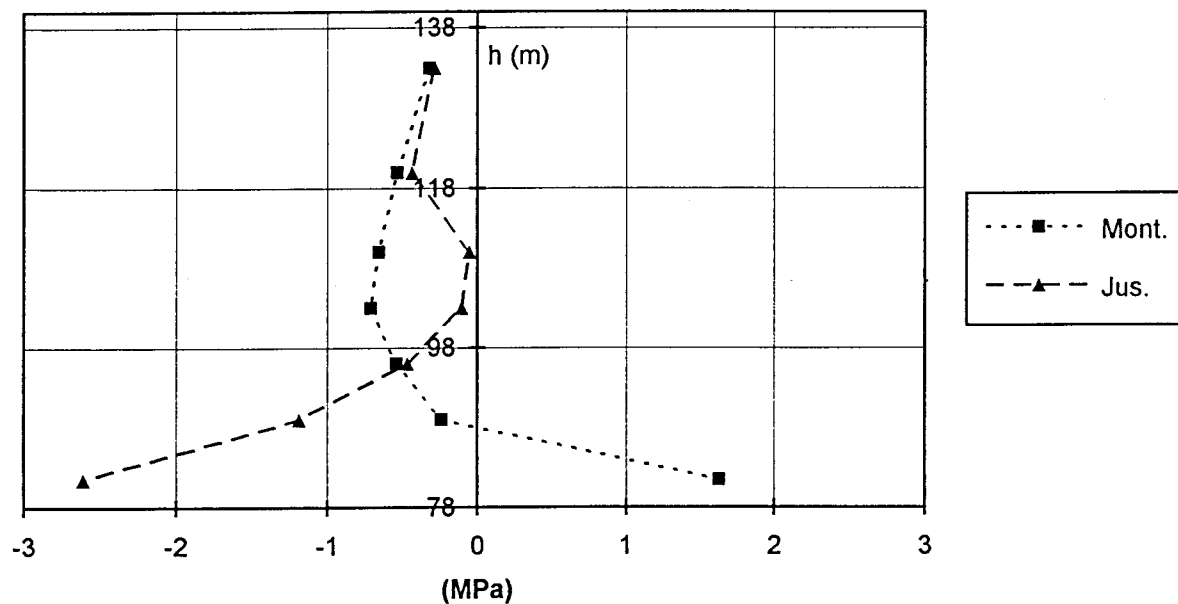


Figura 5.9 - Tensões verticais na consola central para a abertura das juntas igual a 0,5 mm.

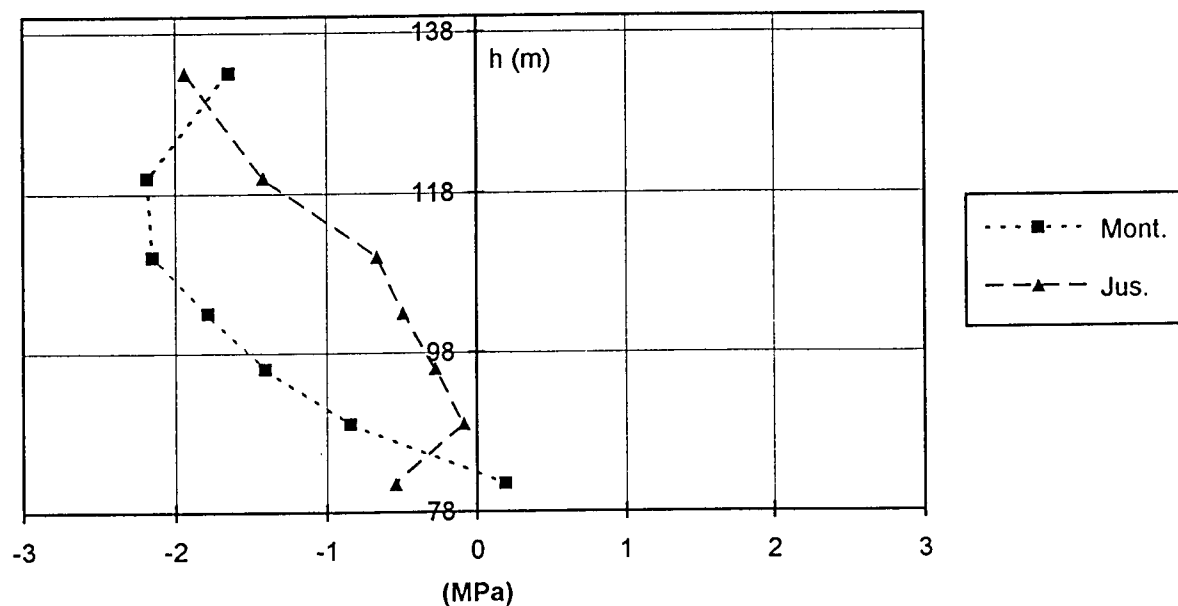


Figura 5.10 - Tensões horizontais na consola central para a abertura das juntas igual a 0,5 mm.

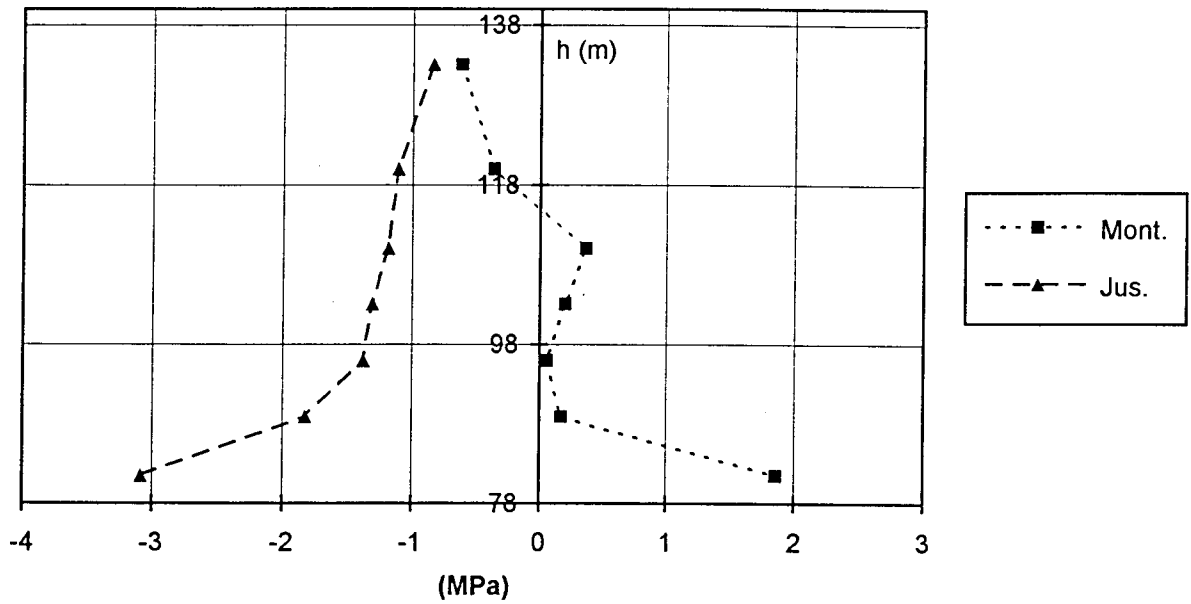


Figura 5.11 - Tensões verticais na consola central para a abertura das juntas igual a 1,0 mm.

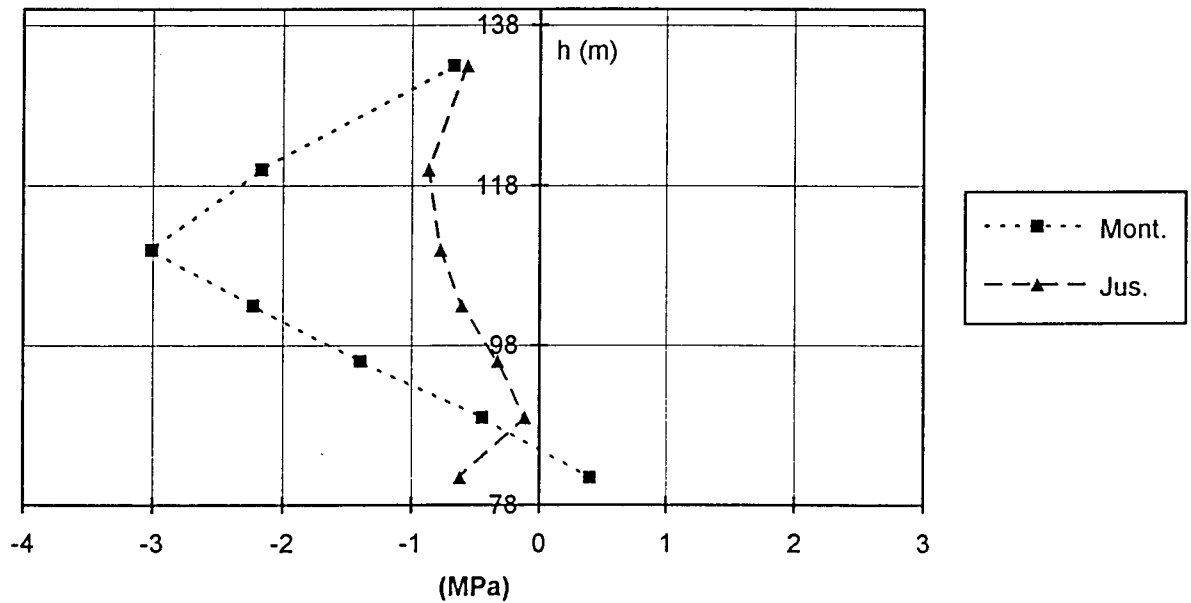


Figura 5.12 - Tensões horizontais na consola central para a abertura das juntas igual a 1,0 mm.

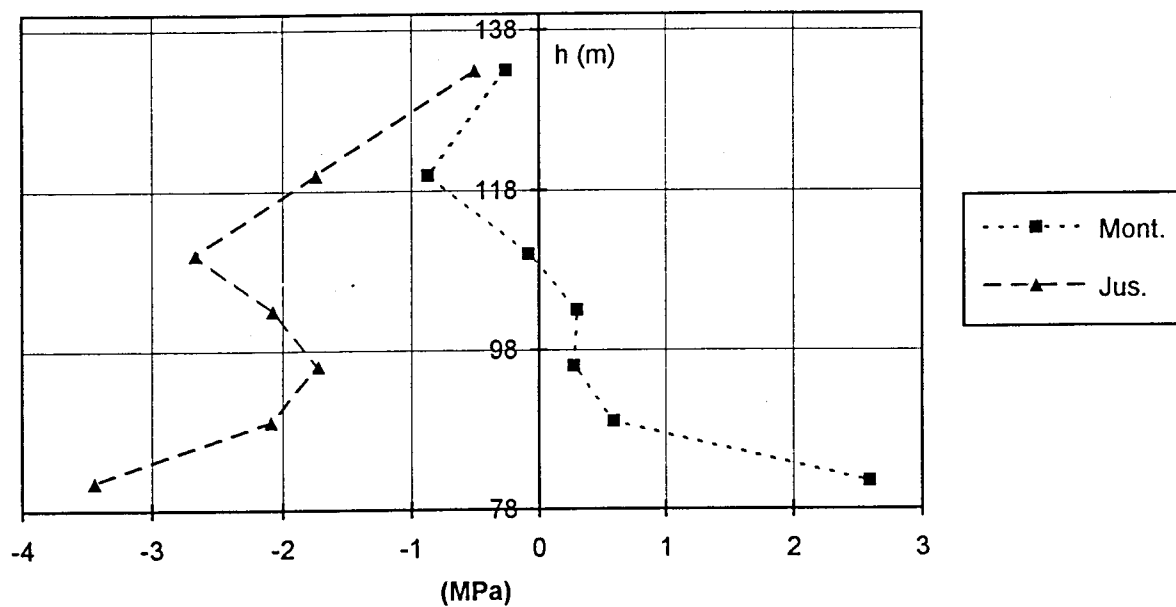


Figura 5.13 - Tensões verticais na consola central para a abertura das juntas igual a 1,5 mm.

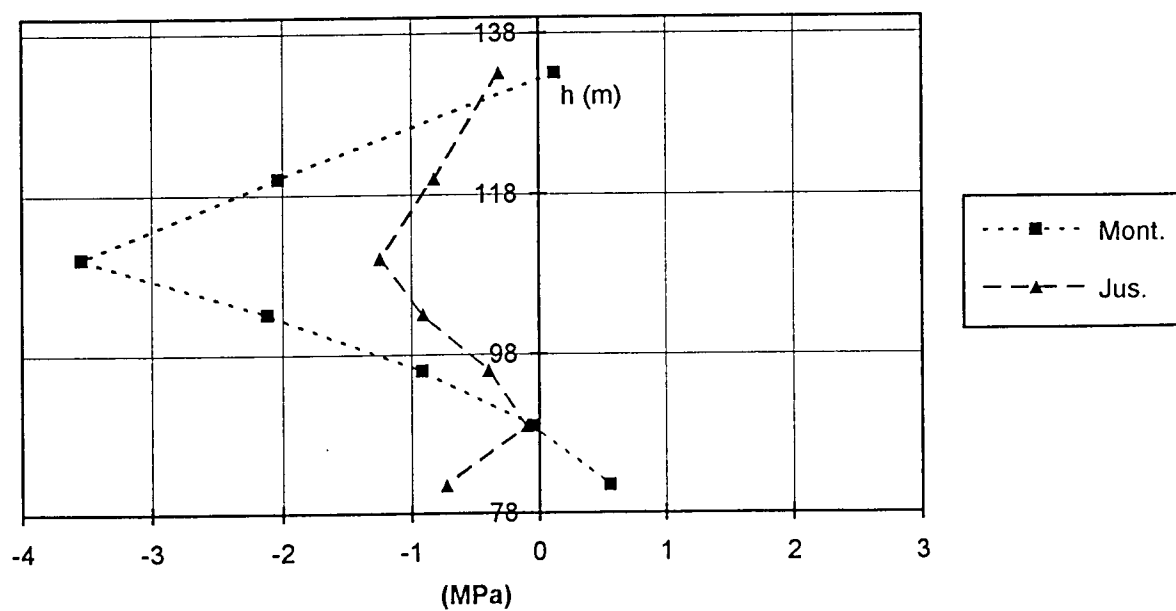


Figura 5.14 - Tensões horizontais na consola central para a abertura das juntas igual a 1,5 mm.

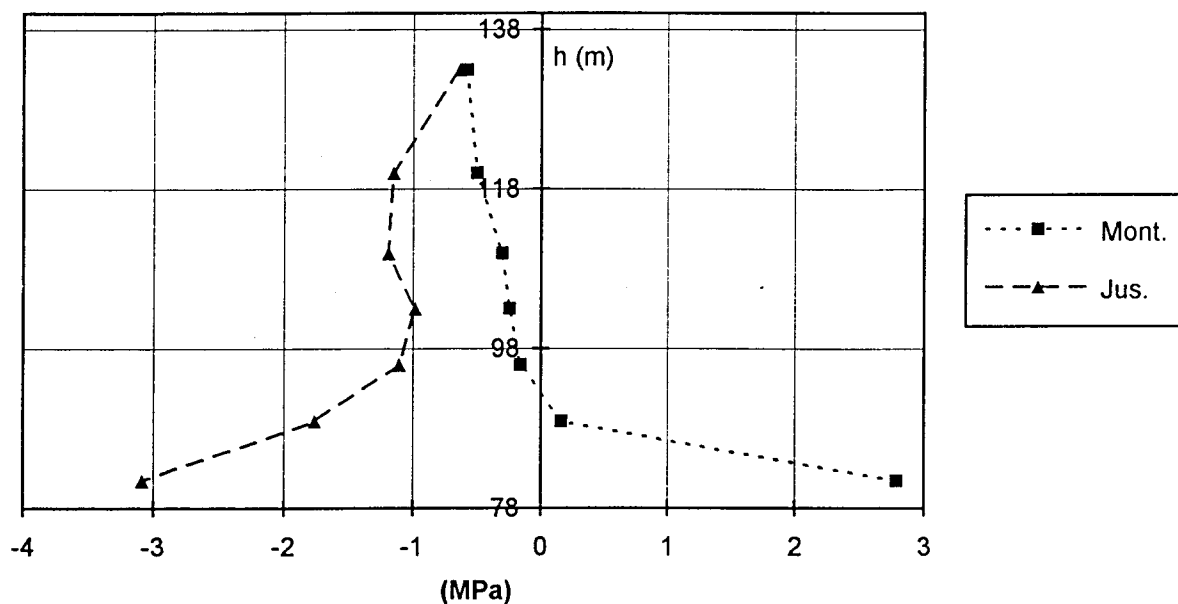


Figura 5.15 - Tensões verticais na consola central para a abertura das juntas igual a 2,0 mm.

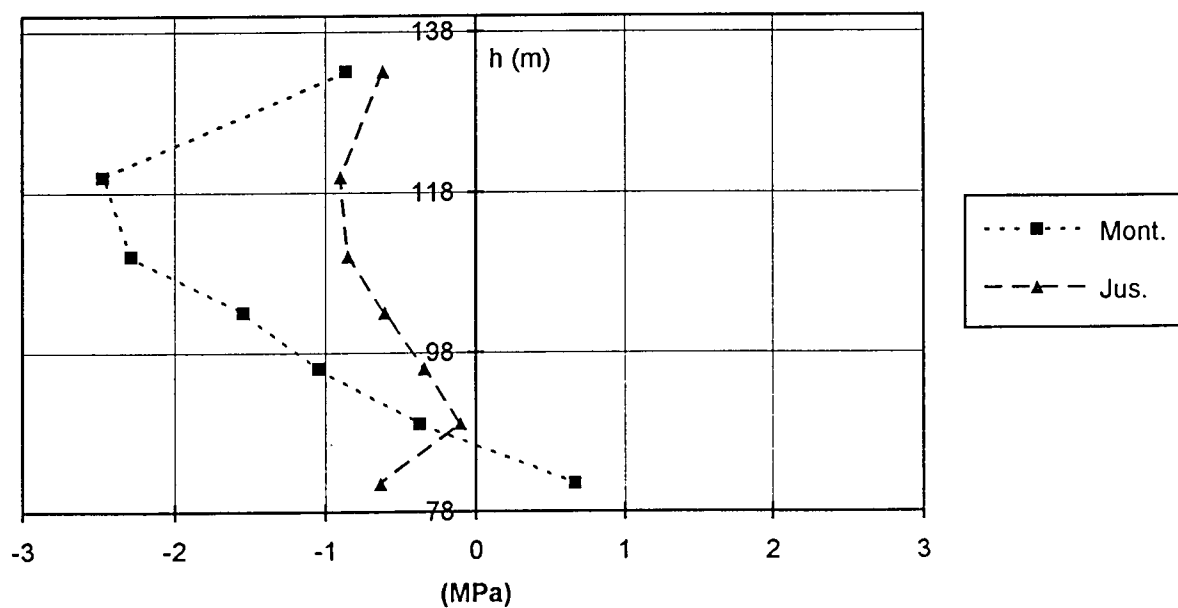


Figura 5.16 - Tensões horizontais na consola central para a abertura das juntas igual a 2,0 mm.

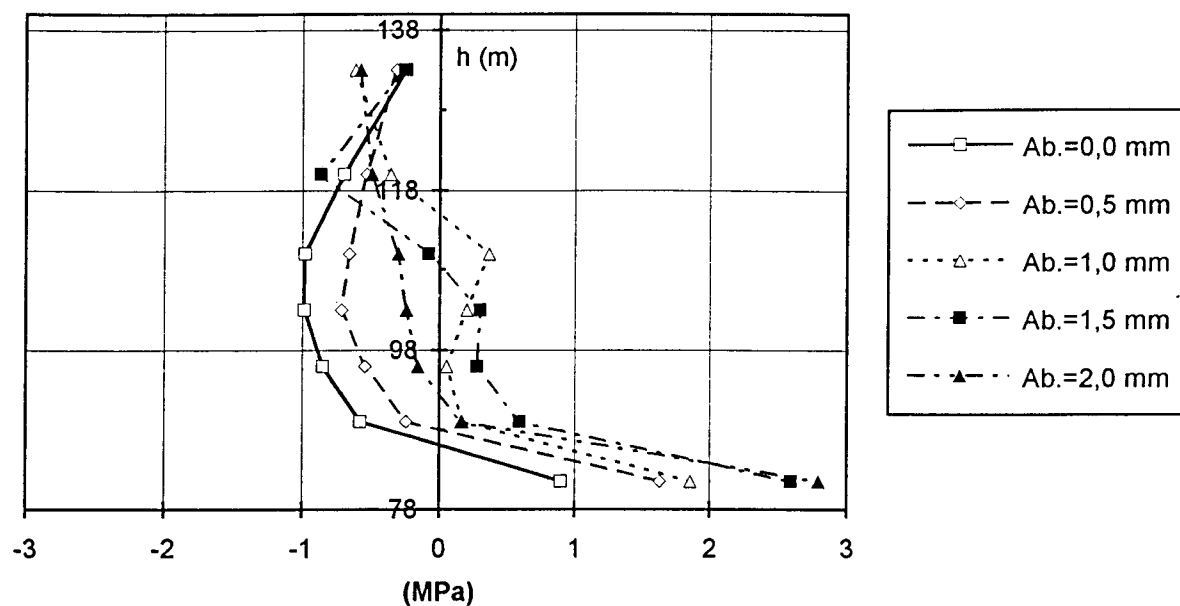


Figura 5.17 - Tensões verticais a montante na consola central para diferentes aberturas das juntas.

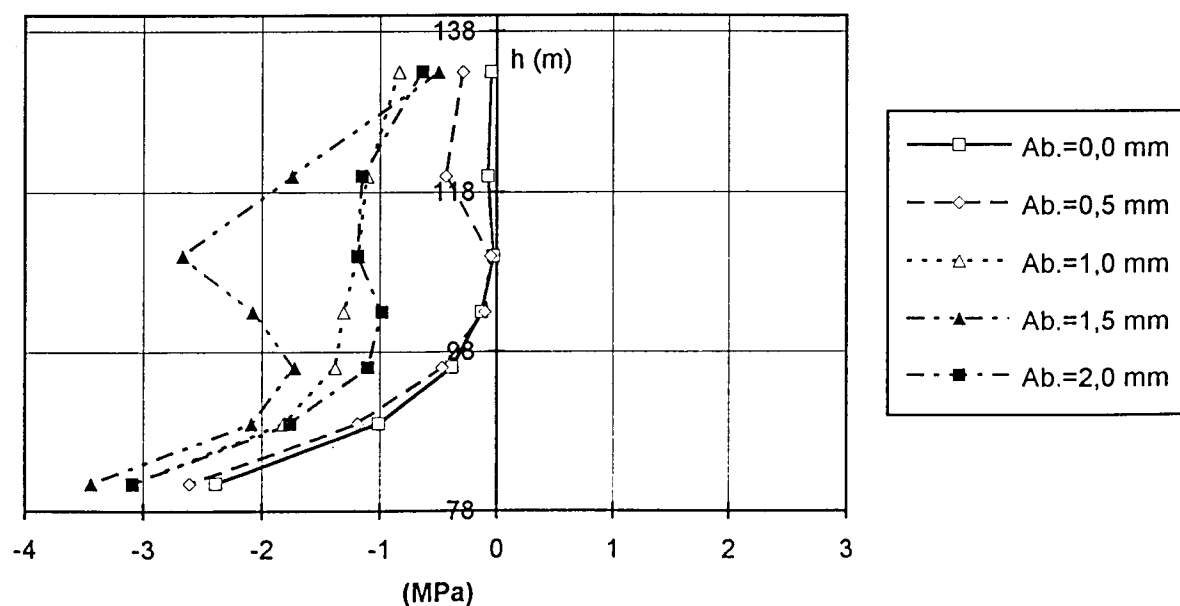


Figura 5.18 - Tensões verticais a jusante na consola central para diferentes aberturas das juntas.

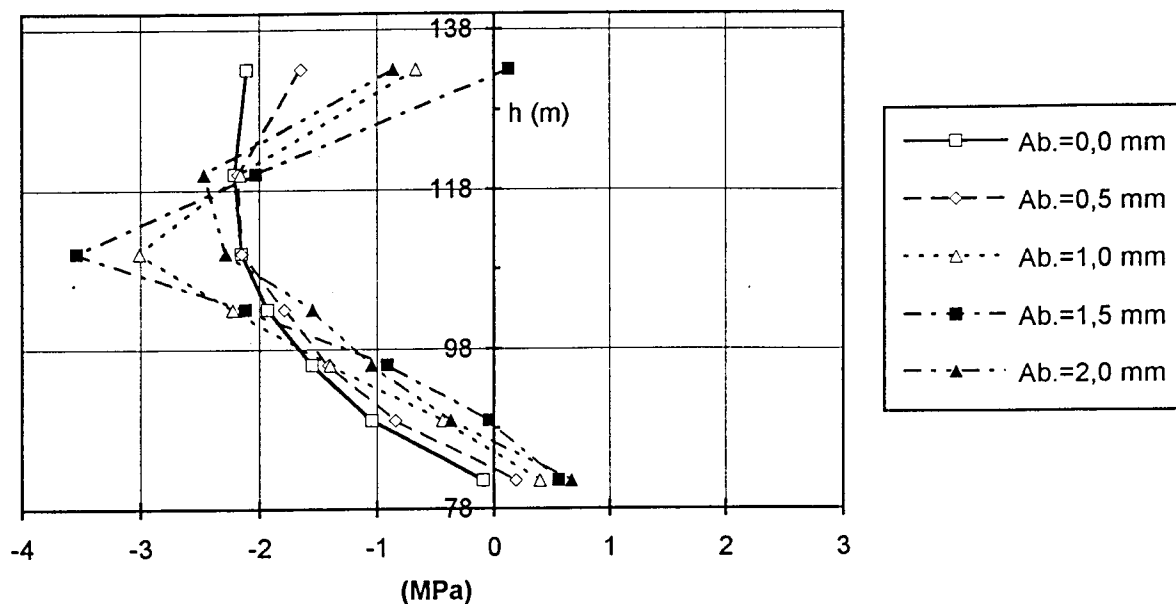


Figura 5.19 - Tensões horizontais a montante na consola central para diferentes aberturas das juntas.

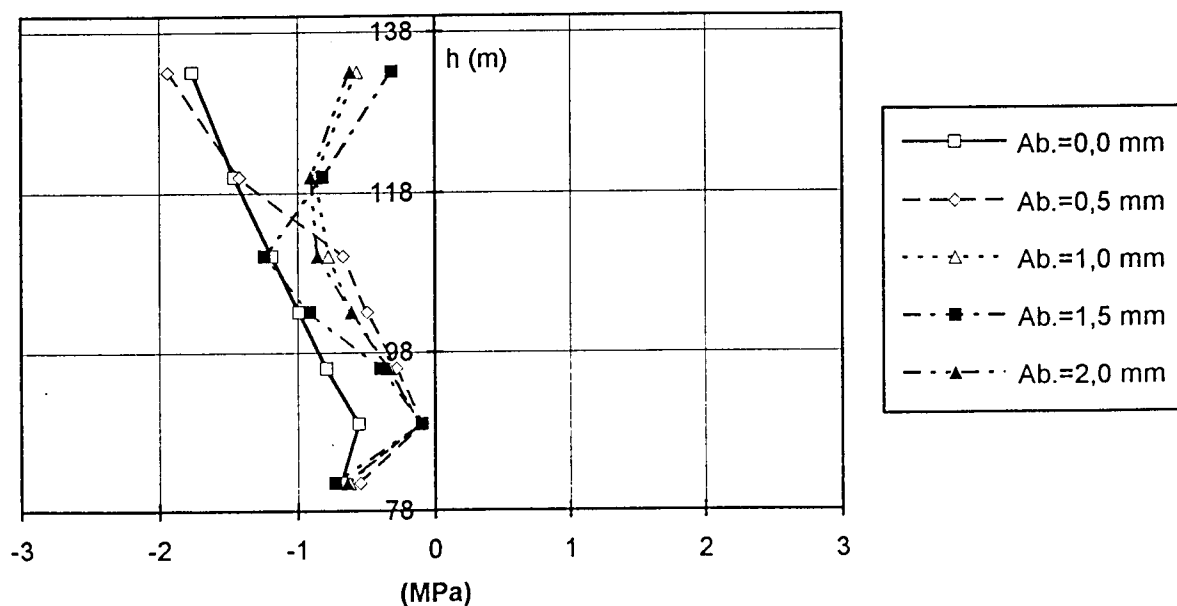


Figura 5.20 - Tensões horizontais a jusante na consola central para diferentes aberturas das juntas.

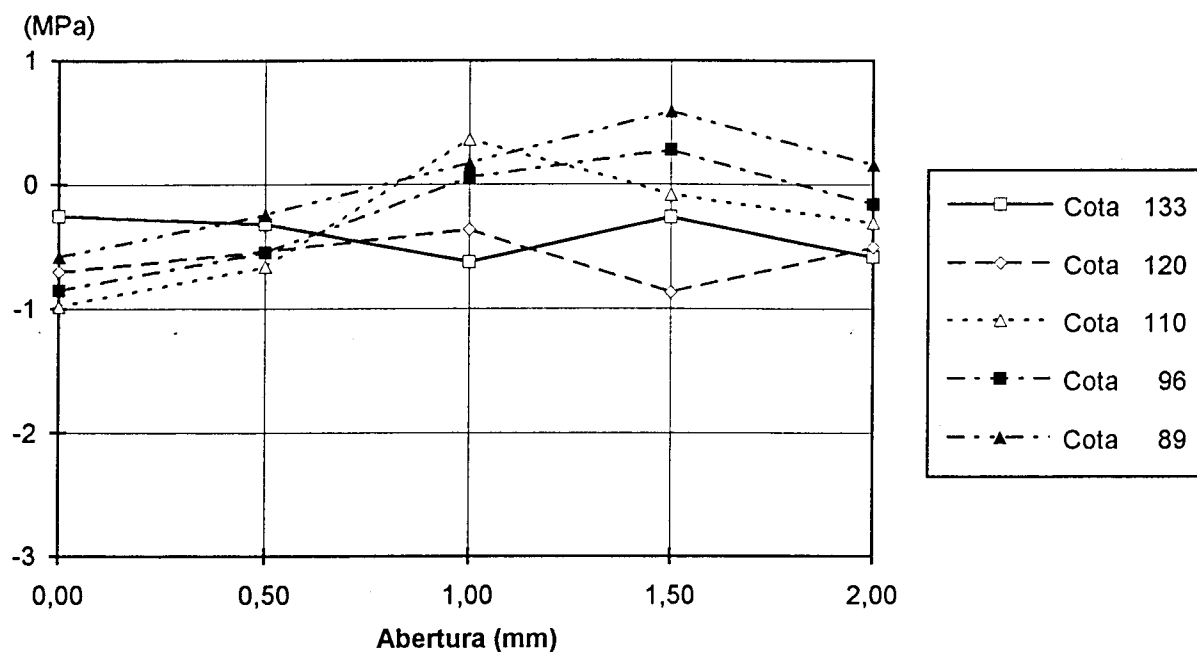


Figura 5.21 - Variação das tensões verticais a montante na consola central, a diferentes níveis, em função da abertura das juntas.

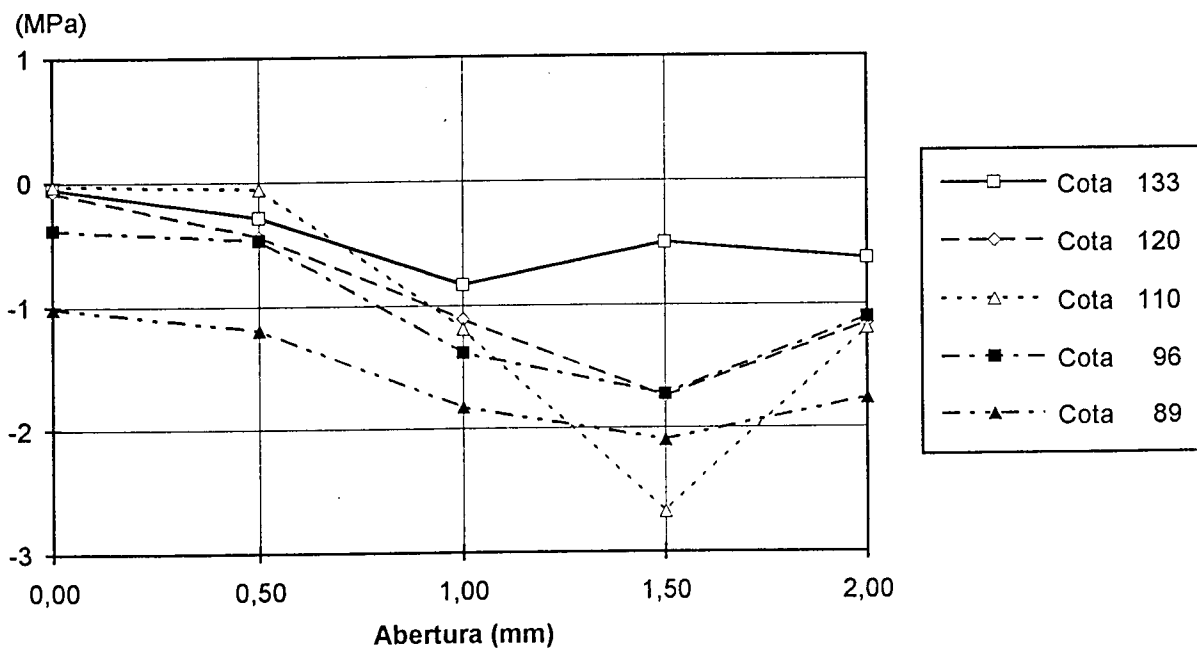


Figura 5.22 - Variação das tensões verticais a jusante na consola central, a diferentes níveis, em função da abertura das juntas.

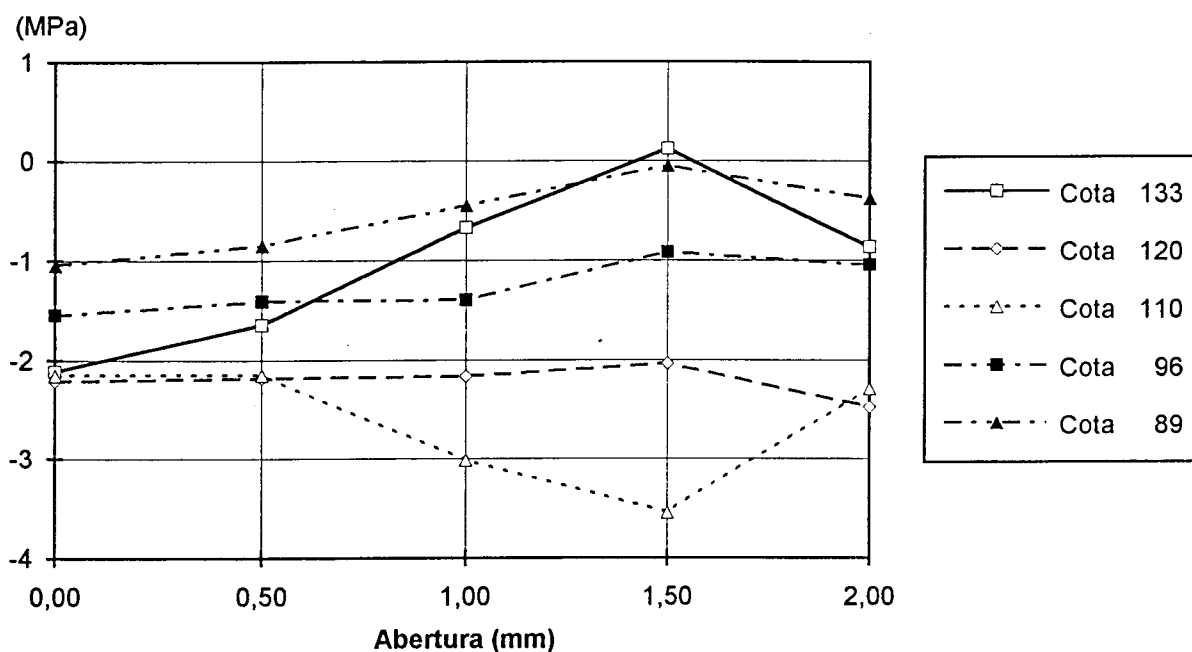


Figura 5.23 - Variação das tensões horizontais a montante na consola central, a diferentes níveis, em função da abertura das juntas.

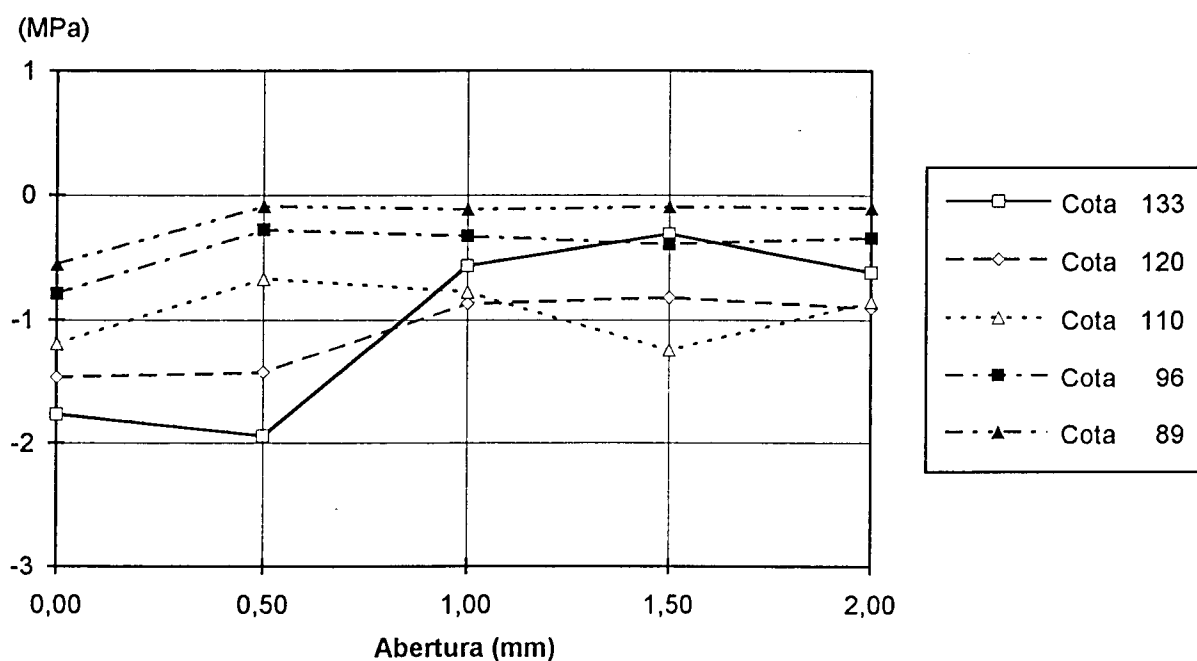


Figura 5.24 - Variação das tensões horizontais a jusante na consola central, a diferentes níveis, em função da abertura das juntas.

5.4 - Injecção das juntas

Nesta secção simula-se a injecção das juntas, tal como foi conduzida entre 8 de Maio e 13 de Junho de 1985.

Tentou-se reproduzir o mais fielmente possível as diferentes fases de injecção, aplicando as pressões na calda, nos compartimentos em injecção, e as pressões na água, nos compartimentos adjacentes; resultando num conjunto de 24 fases executadas sucessivamente. As pressões utilizadas na injecção para os diferentes compartimentos estão representadas na fig. 5.25.

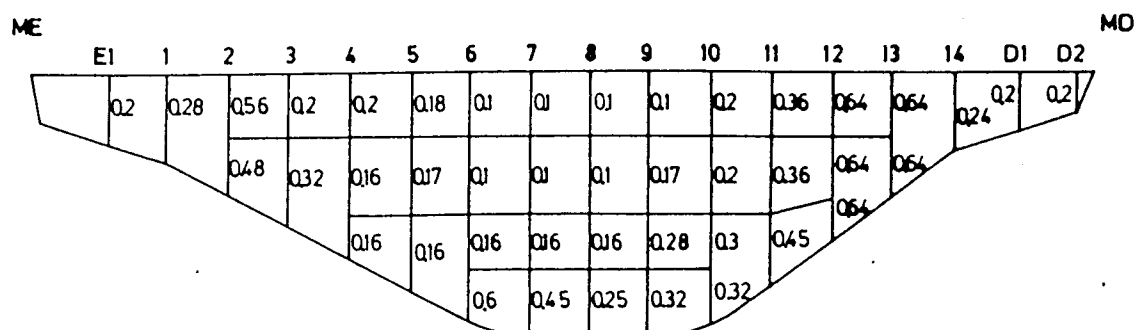


Figura 5.25 - Pressões da injecção das juntas.

A barragem de Fronhas foi exaustivamente instrumentada para controlar a operação de injecção. Assim, foram tomadas medidas de:

- deslocamentos nas juntas (aberturas, fechos e deslizamentos);
- deslocamentos dos blocos da barragem;
- deslocamentos verticais no contacto com a fundação;
- extensões.

Entre o conjunto de equipamentos instalados na barragem, neste trabalho efectua-se comparações com os resultados fornecidos por fios de prumo e por medições geodésicas de dois teodolitos electrónicos.

Comparações são ainda feitas com um outro modelo de cálculo (Pinho Miranda et al., 1988) utilizando elementos finitos de casca. A discretização da barragem usada neste modelo, constava de 83 elementos e estava apoiada elasticamente na fundação, considerando o esquema dos coeficientes de Vogt.

As Fig. 5.26 a 5.28 apresentam as evoluções registadas para os deslocamentos radiais das secções D1, D2 e D3 situadas na consola central como indicado na Fig. 5.2.

As diferenças constatadas para os resultados das observações são provavelmente devidas aos efeitos térmicos, já que a injeção das juntas decorreu no final da Primavera de 1985, em que as temperaturas foram consideravelmente altas. Assim, por efeito dos gradientes térmicos, que não foram contabilizados nos cálculos presentes, a barragem experimentou deslocamentos ascendentes e para montante. Daí que seja precisamente nas últimas fases de injeção, quando a temperatura média era superior, e para a secção D1, situada junto ao coroamento, que se verificaram as maiores diferenças e que os resultados das observações sejam superiores aos fornecidos pelo modelo. De qualquer modo o andamento é semelhante ao observado e as diferenças não são significativas.

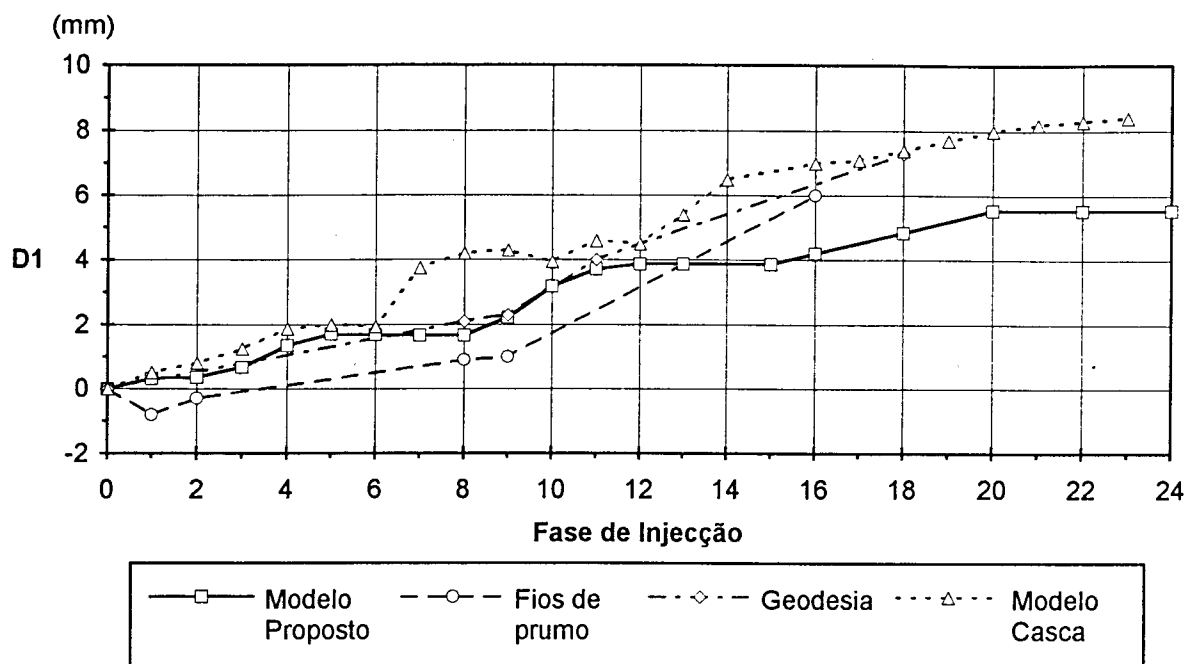


Figura 5.26 - Deslocamento radial de D1.

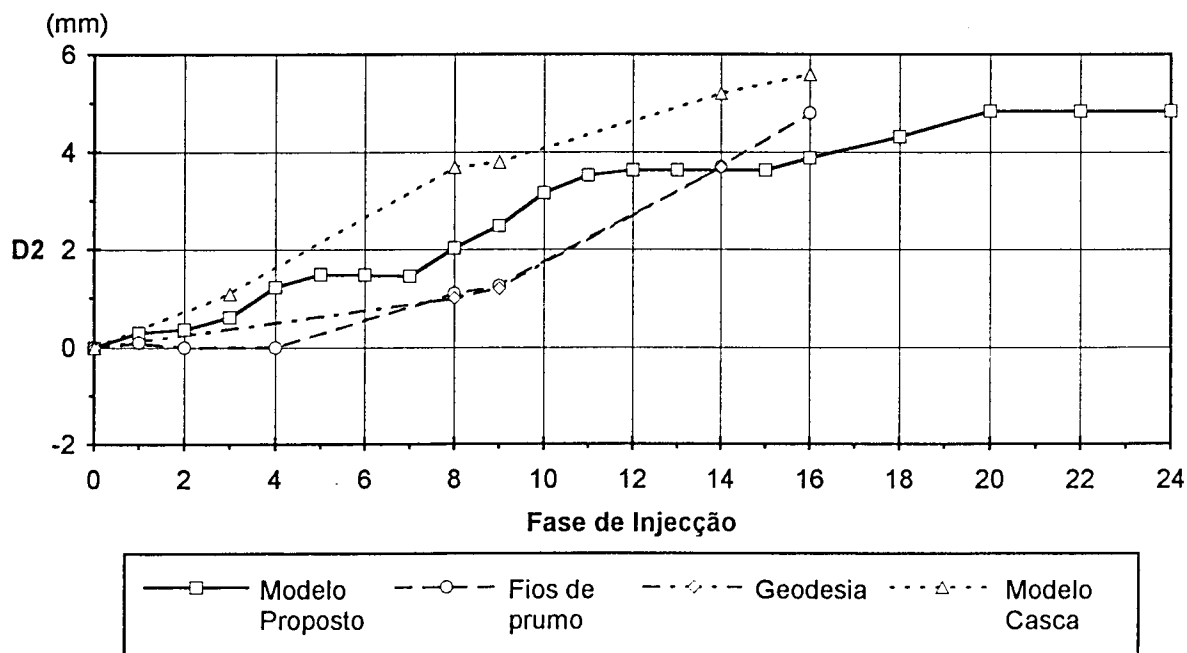


Figura 5.27 - Deslocamento radial de D2.

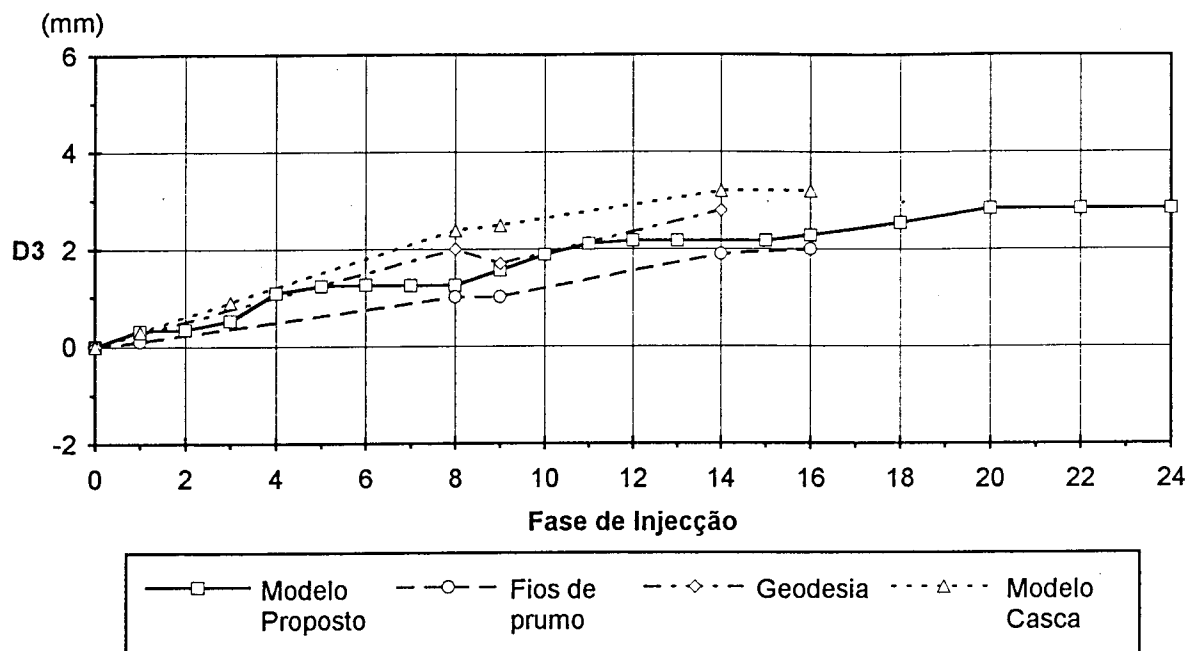


Figura 5.28 - Deslocamento radial de D3.

Relativamente ao outro modelo, a evolução das curvas é similar mas com uma ripagem por excesso, aliás essa ripagem verifica-se também em relação aos resultados das observações. Deve ter-se em atenção que esse modelo é menos poderoso que o proposto quer pelas duas razões já apontadas, relativas ao tipo de elementos finitos utilizados e à não discretização da fundação, quer porque não considera a formulação dos elementos de junta.

Ainda relativamente às fig. 5.21 a 5.24 observem-se os patamares nos resultados obtidos pelo modelo desenvolvido, que correspondem à injeção dos compartimentos junto às margens, para os três níveis de injeção definidos na barragem, e que não têm qualquer reflexo nos deslocamentos radiais na consola central.

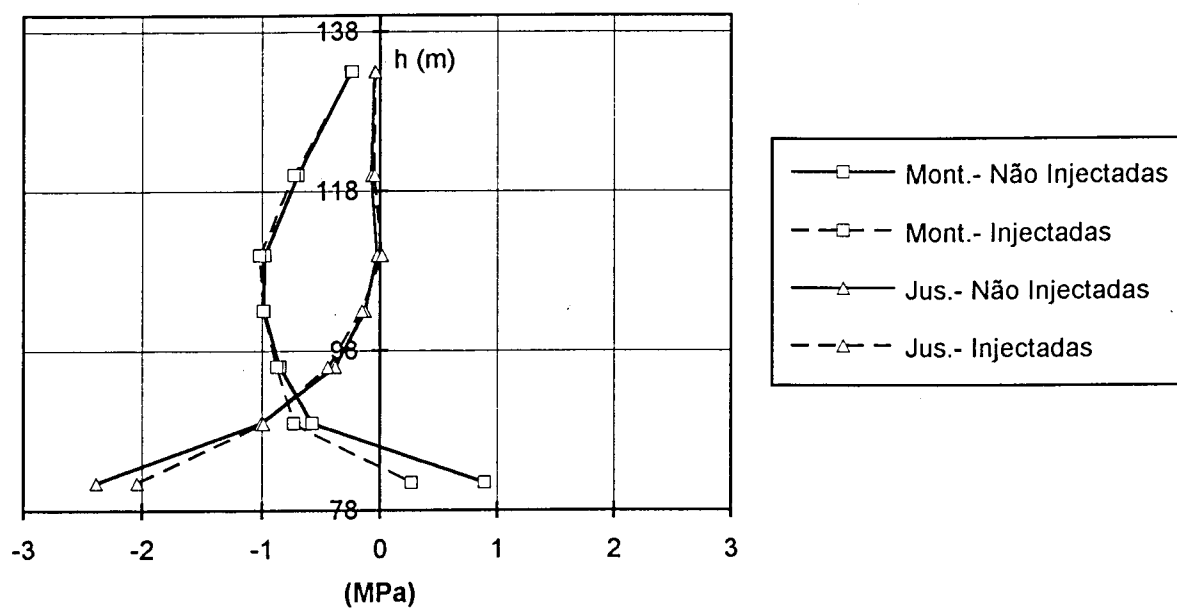


Figura 5.29 - Tensões verticais na consola central.

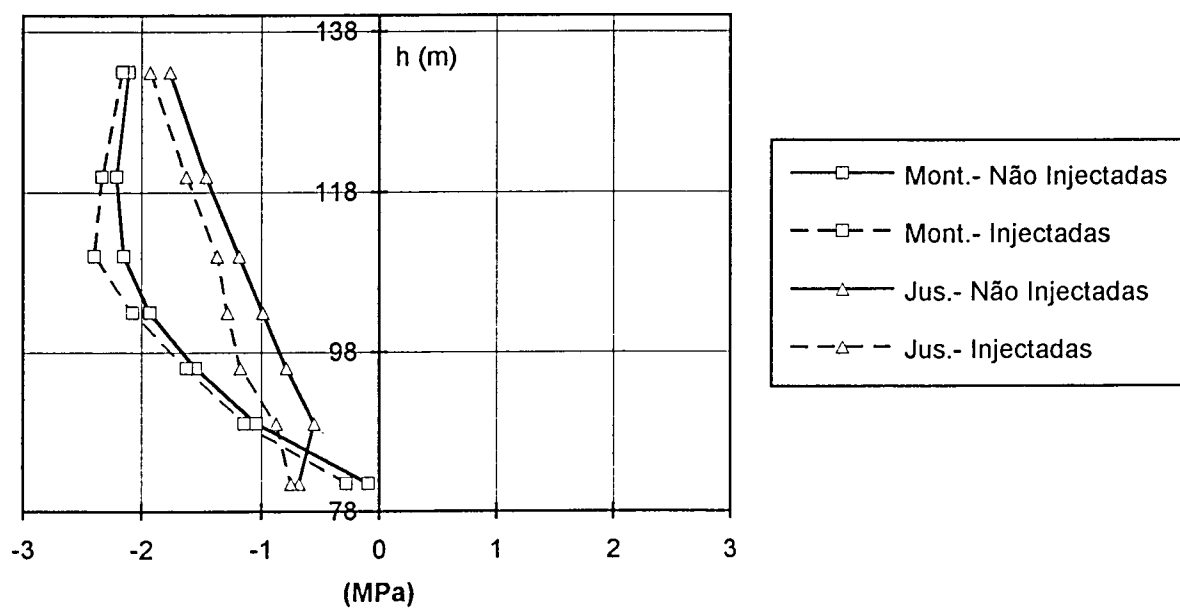


Figura 5.30 - Tensões horizontais na consola central.

Nas Fig. 5.29 e 5.30 apresentam-se as tensões calculadas para as acções do peso próprio e da pressão hidrostática antes da injeção das juntas e após se ter terminado esta operação.

Os resultados mostram um benefício claro no estado de tensão da barragem. Aumentam as compressões nas tensões horizontais e diminuem as tracções verticais no pé de montante, diminuindo-se apenas ligeiramente as compressões a jusante, traduzindo-se por a barragem ficar com maior capacidade para suportar as acções térmicas e os assentamentos da fundação.

6 - CONSIDERAÇÕES FINAIS

A previsibilidade do comportamento induzido pelas juntas de contracção nas barragens de betão, quer nos estados de tensão e de deformação da estrutura global, quer ao nível local, numa vizinhança dessas secções, é um problema de subida importância.

O modelo desenvolvido no presente trabalho, utilizando o método dos elementos finitos e incorporando elementos de junta de 8 nós, revelou-se muito eficaz, tendo-se simulado um conjunto de situações que permitem compreender melhor o papel desempenhado pelas juntas nas barragens abóbada.

Na análise estrutural trataram-se as não linearidades usando o método da elasticidade variável que conduziu a soluções de boa qualidade. Por ser um método físico, com contrapartidas na realidade, permite acompanhar melhor a evolução da estrutura do que, por exemplo, o método das tensões iniciais que é fundamentalmente um esquema matemático.

Neste trabalho confirmaram-se os benefícios introduzidos pela injeção das juntas de barragens, sendo muito apreciáveis as melhorias nos estados de tensão e de deformação para a entrada em serviço da estrutura. No caso estudado, o pré-esforço introduzido pelas pressões nas juntas elevou o nível de compressão nos arcos, só ligeiramente diminuindo as compressões verticais a jusante. Registe-se a boa forma adoptada para a barragem e a escolha muito conveniente das pressões de injeção, patentes nos bons níveis de tensões que se obtiveram. Saliente-se que, utilizando o programa de cálculo automático desenvolvido, fica muito mais expedito o trabalho de definir essas pressões. No modelo proposto

podem-se definir as pressões para cada fase de injeção e comparar os resultados finais com os obtidos antes da injeção das juntas, fazendo-se juízos sobre os benefícios introduzidos. Pode caminhar-se, assim, no sentido da optimização das pressões de injeção.

Entre a multiplicidade de questões que se levantaram ao longo da elaboração deste trabalho e que ficaram por investigar ou por prosseguir, algumas delas têm insofismável interesse e poderão ser desenvolvidas em trabalhos futuros.

Nos aspectos que ficam em aberto figura a definição das características elásticas e de rotura das juntas. Mas, sobre as primeiras, verificou-se que o seu impacto nos resultados finais é limitado, sendo mais relevantes as consequências numéricas derivadas de se utilizarem valores muito baixos ou muito elevados para aqueles parâmetros. A realização de ensaios em modelos físicos, tão semelhantes quanto possível ao protótipo, com o acompanhamento de modelos numéricos, permitirão inferir valores mais fundamentados.

Uma das vias que facilmente poderia ser incorporada consiste na introdução de um processo de optimização, de modo a resolver o atrás referido problema de definição das pressões de injeção das juntas mais convenientes para a barragem.

Uma outra via seria estudar o comportamento da barragem ao longo do tempo, de forma a determinar a variação do pré-esforço introduzido pelas pressões de injeção.

Com o presente modelo poder-se-iam ter introduzido elementos de junta no contacto betão-rocha, de modo a traduzir melhor o funcionamento dessa zona.

Neste modelo utilizaram-se elementos finitos com funções de forma de primeiro grau, tendo-se obtido resultados plenamente satisfatórios. No entanto, a qualidade dos resultados poderia ser incrementada se se utilizassem formulações mais poderosas, com mais pontos nodais por elemento ou formulações com elementos subparamétricos.

Seria, ainda, interessante efectuar um estudo até à rotura, aproveitando as boas características de convergência do método de elasticidade variável na vizinhança dessa rotura.

De qualquer modo, seria conveniente aplicar o modelo desenvolvido em obras a realizar brevemente com vista a confirmar a sua bondade. Crê-se que, efectivamente, este modelo poderá auxiliar os projectistas no dimensionamento de barragens, na definição das pressões de injeção das juntas, na previsão do comportamento da estrutura e no acompanhamento da execução da obra.

BIBLIOGRAFIA

- Baptista, A.; Pina, C.** - "Elementos finitos curvos de casca espessa para estudo de estruturas laminares - 2ª Parte". LNEC, Lisboa, 1989.
- Coutinho, J.S.; Teles, M.** - "Modelo matemático tridimensional para o estudo da condução transiente do calor". FEUP, Porto, 1992.
- Cruz, F.** - "Aplicação de modelos de cálculo tridimensionais na análise de grandes estruturas subterrâneas". LNEC, Lisboa, 1982.
- EDP** - "Aproveitamento hidráulico do rio Alva. Barragem de Fronhas". Anteprojecto, 1976.
- EDP** - "Nota técnica. Barragem de Fronhas. Injecção das juntas de contracção". Indicações técnicas, 1984.
- Goodman, R.; Taylor, R.; Brekke, T.** - "A model for the mechanics of jointed rock". Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division, 1968.
- Kollgaard, E.; Chadwick, W.** - "Development of dam engineering in the United States". Pergamon Press, 1988.
- Miranda, M.P.; Moura, G.; Sousa, R.** - "Joint grouting of Fronhas dam". CIGB, San Francisco, 1988.
- Pedro, J.** - "Finite element stress analysis of plates, shells and massive structures". CEB, LNEC, Lisboa, 1973.
- Pedro, J.; Câmara, R.** - "Elementos finitos com funções de interpolação dos deslocamentos do primeiro e do segundo grau, para estudo de equilíbrios tridimensionais". LNEC, Lisboa, 1985.

- Pina, C.** - "Modelos de elementos finitos para estudo de barragens de betão: cenários correntes e de rotura". LNEC, Lisboa, 1988.
- O'Connor, J.** - "The modelling of cracks, potential crack surfaces, and construction joints in arch dams by curved surface interface elements". CIGB, Lausanne, 1985.
- Sousa, L.; Teles, M.** - "Modelo de cálculo para estudo de túneis pelo método dos elementos finitos". LNEC, Lisboa, 1980.
- Teles, M.** - "Comportamento térmico de barragens de betão". Tese de doutoramento da FEUP, Porto, 1985.
- Thomas, H.** - "The engineering of large dams". J. Wiley & Sons, 1976.
- Zienckiewicz, O.C.** - "The finite element method". Mc Graw-Hill, London, 1977.

