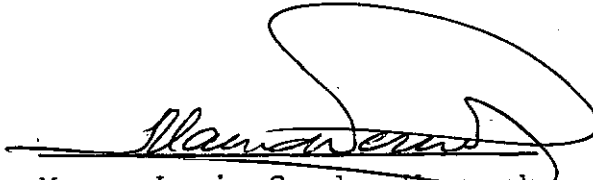


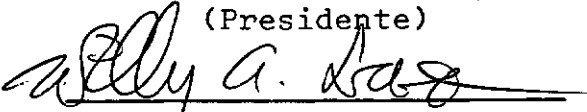
ADENSAMENTO UNI-DIMENSIONAL DE SOLOS SATURADOS HETEROGÊNEOS E DRENAGEM PARASITA EM ENSAIOS DE ADENSAMENTO ANALISADOS PELO MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS (PROGRAMA CONSOL)

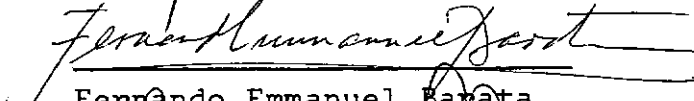
José Carlos Ziolkowski

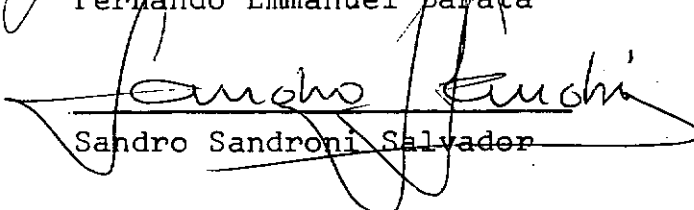
TESE SUBMETIDA AO CORPO DOCENTE DA COORDENAÇÃO DOS PROGRAMAS DE PÓS-GRADUAÇÃO DE ENGENHARIA DA UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO DE JANEIRO COMO PARTE DOS REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE EM CIÊNCIAS (M.Sc.)

Aprovada por:


Mauro Lucio Guedes Werneck
(Presidente)


Willy Alvarenga Lacerda


Fernando Emmanuel Barata


Sandro Sandroni Salvador

RIO DE JANEIRO, RJ - BRASIL

JANEIRO DE 1978

RESUMO

O presente trabalho tem o intuito de fornecer uma contribuição tanto para um melhor entendimento da teoria do adensamento como para fornecer subsídios ao cálculo de casos onde o material assume condições paramétricas mais realistas. (heterogeneidade e anisotropia).

Tanto a heterogeneidade linear como a anisotropia linear do material foram considerados através do Módulo de YOUNG \bar{E} (obtido a partir do ensaio triaxial drenado) e da permeabilidade k .

Apresentamos também, nesta publicação, um Critério Corretivo aos resultados dos ensaios oedométricos com drenagem radial interna executados no passado (e os que serão executados no futuro) e mal interpretados pela não consideração da drenagem permitida pela abertura existente entre a placa de aplicação de carga e o anel da célula de Adensamento. (drenagem parasita).

A influência da drenagem parasita no ensaio radial com drenagem interna convencional foi verificada para material iso e anisotrópico em relação a permeabilidade k .

ABSTRACT

This dissertation is a contribution to a better understanding of the consolidation phenomena.

It permits the analyses of problem with more realistic soil conditions, such as linear heterogeneity and anisotropy of YOUNG Modulus \bar{E} (obtained by triaxial drained tests) and permeability k .

Also it permits the evaluation of the influence of the drainage between the load plate and the ring of the consolidation apparatus on the results of radial internal oedometer consolidation test, with or without anisotropic permeability.

AGRADECIMENTOS

Ao Conselho Nacional de Pesquisa - CNPq, pela ajuda financeira.

Ao Instituto Militar de Engenharia - IME, principalmente nas pessoas do Tenente Coronel Everaldo Priess e Major Marcelo Crivelli, pela compreensão.

Ao Professor Mauro Lucio Guedes Werneck, pela revisão dos originais e a orientação prestada.

Aos Professores Fernando Emmanuel Barata, Sandro Sandroni Salvador e Willy Alvarenga Lacerda, pela participação da Banca Examinadora e portanto pela correção dos originais.

Ao Professor Paulo Vasconcelos, pela ajuda na programação.

À Riva Bernstein, pela ajuda nos cálculos e desenhos e pela amizade em todas as circunstâncias.

Aos Colegas e Funcionários do Núcleo de Computação Eletrônica, pela atenção.

À datilógrafa Iraneide Oliveira, pela eficiência.

INDICE

CAPÍTULO I - INTRODUÇÃO	01
A. Descrição do Trabalho	01
B. Restrições da Análise	01
C. Sumário	02
CAPÍTULO II - REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	04
A. Descrição Geral do Processo	04
1. Condições do Solo	04
2. Influência do Tempo na Deformação	04
3. Redistribuição de Tensão Total	05
4. Teoria do Adensamento	07
B. Hipóteses da Teoria Tri-Dimensional	07
1. Hipóteses Gerais	07
2. Hipóteses de TERZAGHI	09
3. Hipóteses de BARRON	10
4. Hipóteses de BIOT	10
5. Hipóteses para o Método dos Elementos Finitos .	11
C. Descrição das Equações no Processo de Adensamento.	12
1. Equações	12
2. Descrição da Equação de TERZAGHI	13
3. Descrição da Equação de BARRON	15
4. Descrição da Equação Tri-Dimensional	20
5. Efeito Tri-Dimensional.....	21

CAPÍTULO III - ENFOQUE AO MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS	33
A. Introdução	33
B. Método dos Elementos Finitos	35
Princípio Variacional	35
Relação Tensão x Deformação	36
Função Interpolação do Elemento Finito - Seleção das Variáveis - Seleção da Forma do Elemento pa ra o CONSOL	36
Substituição da Relação Tensão x Deformação e da Função Interpolação do Elemento Finito na Expres são da Energia de Deformação e na Função do Fluxo Transiente	38
Avaliação das Variáveis pelo Programa CONSOL	39
C. Pontos Chaves na Formulação Bi-Fásica	40
Limitação da Formulação Uni-Fásica para Material Incompressível	40
Formulação para Material Incompressível	40
Especificação da Variação de Volume	42
Cálculo da Variação de Volume para Formulação de Fluxo Transiente	42
Processo de Solução	43
Estabilidade do Processo	44
D. Descrição do Programa CONSOL	45
1. Programa Principal	46
2. Subrotina SOLSFT e MODIFY	46
3. Subrotina QUAD	46
4. Subrotina BANSOL	47
5. Subrotina STRESS	47
Geração da Matriz de Rigidez	47

CAPÍTULO IV - TESTES EXECUTADOS NO PROGRAMA	49
A. Introdução	49
B. Testes em Problemas Uni-Dimensionais	52
Conclusões	54
Problemas com Duas Camadas	55
Conclusões	57
C. Teste Bi-Dimensional em Problemas com Fronteira Finita	58
1. Comportamento da Pressão Neutra e da Deformação em um Disco Carregado e Drenado Radialmente e sem Deformação na Terceira Dimensão	60
2. Comportamento da Distribuição de Poro-Pressão no Ensino "Plane Strain"	62
Conclusões	63
D. Problemas Bi-Dimensionais com Condição de Fronteira Semi-Infinita	64
Conclusões	65
E. Etapas de Tempo	65
CAPÍTULO V - ADENSAMENTO UNI-DIMENSIONAL DE MATERIAL HETEROGÊNEO	67
A. Introdução	67
B. Teste em Problemas Uni-Dimensional	68
1. Solução do Problema Uni-Dimensional com Coeficiente de Adensamento Crescente com a Profundidade, através do Módulo de Elasticidade	75
- Drenagem Dupla	75
- Drenagem Topo	81
- Drenagem Base	84

2. Solução do Problema Uni-Dimensional com Módulo de Elasticidade crescente e Coeficiente de Permeabilidade Decrescente de Forma a manter C_v sempre Constante com a Profundidade	87
- Drenagem Dupla	87
- Drenagem Topo	91
- Drenagem Base	93
CAPÍTULO VI - ENSAIO COM DRENAGEM PARASITA	99
Introdução	99
A. Ensaio de Adensamento Tipo Parasita	101
1. Solução do Ensaio	103
Conclusão	106
B. Ensaio de Adensamento Uni-Direcional com Drenagem Horizontal e Parasita	107
Resultados	108
Conclusão	118
CAPÍTULO VII - CONCLUSÃO E RECOMENDAÇÃO PARA FUTUROS TRABALHOS	120
Introdução	120
Heterogeneidade do Solo	120
Comportamento de Recalque	121
Erro no Ensaio de Adensamento	122
Critério para Correção dos Ensaios Oedométricos Radiais Internos	123
Futuros Trabalhos	126
FIGURAS	133

APÊNDICE A	187
APÊNDICE B	200
APÊNDICE C	204
BIBLIOGRAFIA	226

CAPÍTULO I

INTRODUÇÃO

A. DESCRIÇÃO DO TRABALHO

Em 1968 JOHN T. CHRISTIAN e JAN WILLEM BOEHNER apresentaram resultado de estudo sobre o problema do adensamento de maciços no estado plano de deformações pelo Método dos Elementos Finitos. Estes autores estenderam a solução do problema tensão x deformação proposta por E.L. WILSON em 1963-65. No so trabalho foi adaptar e usar um programa de computador, fruto principal da solução de CHRISTIAN e BOEHMER, para casos especiais de adensamento. Analisamos o efeito da heterogeneidade do material e a chamada "drenagem parasita" no ensaio oedométrico com drenagem horizontal, a ser descrita em pormenor oportunamente.

B. RESTRIÇÕES DA ANÁLISE

Sob uma carga aplicada, um solo saturado pode se deformar verticalmente por três razões: Primeiro, pela distor-ção do material causada por esforços cisalhantes sem variação de volume - recalque imediato ou elástico; segundo, pela expul-são da água dos vazios sob condições de pressões efetivas variáveis, portanto com variação de volume - adensamento primário, e terceiro, por distorção e expulsão de água intersticial sob pressões efetivas praticamente constantes - compressão secundária ou fluência ("creep").

Deve-se notar que os recalques devidos às duas

primeiras razões acima mencionadas podem coexistir na fase de adensamento primário em virtude da variação do coeficiente de Poisson (em termos de pressões totais) que acompanha a dissipação da pressão neutra. Também uma parcela da compressão secundária ocorre simultaneamente com o adensamento primário.

Nesta análise foram somente considerados o adensamento imediato ou elástico (a volume constante) e o primário. A compressibilidade do material foi considerada elástica e linear, contrárias ao comportamento real do solo.

Quanto ao estudo do ensaio com "drenagem parasita" às restrições são aquelas apresentadas anteriormente mais a limitação do fluxo em apenas duas direções, ao invés de três, como no caso real.

A consideração de elasticidade linear do material resulta em ser a velocidade de dissipação de poro-pressão coincidente com a velocidade de recalque, enquanto que o comportamento de compressibilidade real do solo, se caracteriza por ser a velocidade de dissipação de poro-pressão em geral diferente da velocidade de recalque num certo tempo t .

A restrição adicional atribuída à análise do ensaio parasita (fluxo bidimensional), faz com que o erro calculado para o efeito da drenagem periférica indesejável no ensaio oedométrico com drenagem horizontal seja menor do que o que se verifica num regime de fluxo radial axisimétrico.

C. SUMÁRIO

Após a adaptação do programa analisamos dois problemas relativos a adensamento:

C.1) Influência da heterogeneidade do material em relação: (a) variação com a profundidade do módulo de elasticidade drenado do material (\bar{E}), considerando-se constante o coeficiente de permeabilidade (k). (b) variação com a profundidade de \bar{E} e k , de modo que o coeficiente de adensamento C_v permanecesse constante.

$$C_v = \frac{\bar{E}(1-\bar{\nu})}{(1-2\bar{\nu})(1+\bar{\nu})} \frac{k}{\gamma_w} = \text{constante}$$

Na análise de recalque de maciço sob a ação de carga superficial foram consideradas três condições distintas de drenagem uni-direcional: pelo topo, pela base e por ambas. É de se ressaltar, que a evolução dos recalques com o tempo para material heterogêneo e adensamento uni-direcional com carregamento infinito não é independente das condições de drenagem. Cada condição de drenagem resulta em uma curva tempo x recalque característica.

C.2) Influência da drenagem parasita no ensaio de adensamento com drenagem horizontal no comportamento de dissipação de poro-pressão, para material ani e isotrópico em relação a permeabilidade.

Obteve-se um limite inferior para o erro cometido na determinação da permeabilidade horizontal no ensaio de adensamento radial interno.

CAPÍTULO II

REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

A. DESCRIÇÃO GERAL DO PROCESSO

1. Condições do solo

Uma massa de solo é composta de partículas sólidas, água e ar. Trata-se portanto de um sistema polifásico. Quando os vazios estão cheios de líquido, dizemos que a massa de solo está saturada. Neste caso estamos diante de um sistema bifásico: esqueleto sólido e líquido intersticial. O primeiro é usado para referenciar-se ao arranjo das partículas sólidas enquanto que o segundo se refere ao líquido dos vazios, o qual é normalmente a água. É no estado saturado que iremos considerar o solo em nossas análises.

Sendo a compressibilidade do esqueleto de um solo argiloso mole cerca de 1000 vezes maior que a da água, torna-se claro que podemos considerar a água como um material incompressível sem que haja grande perda de exatidão numa teoria assim elaborada.

Pela mesma razão consideramos incompressíveis os grãos minerais uma vez que sua compressibilidade é da mesma ordem de magnitude que a da água.

2. Influência do tempo na Deformação

Quando uma massa argilosa saturada é carregada ins

tantâneamente, não experimenta variação de volume imediata, pois, o líquido intersticial não pode fluir imediatamente do interior de seus vazios. Como consequência, parte da tensão aplicada (a componente volumétrica), é transmitida ao líquido intersticial, e parte (a componente desviatória), é transmitida ao esqueleto do solo. A tensão cisalhante causará uma deformação instantânea, chamada deformação inicial. Devido ao excesso de pressão nos interstícios, o líquido do volume carregado passa a fluir para pontos com menor excesso de pressão intersticial provocando variação de volume e portanto deformações. Essa deformação é função do tempo e a velocidade de deformação decresce quando o excesso de pressão intersticial decresce, até que se atinja o equilíbrio. A esse processo de saída de líquido dos vazios do solo devido a uma variação de excesso da pressão intersticial acompanhado por uma diminuição de volume, chamamos adensamento.

3. Redistribuição de tensão total

O adensamento é um fenômeno complexo. Para facilitar seu entendimento podemos desmembrá-lo em três fenômenos mais simples, a saber: 1) fluxo não permanente em meio poroso 2) transferência de carga ao esqueleto do solo 3) variação volumétrica do esqueleto.

Descreveremos, agora, como se dão esses fenômenos em um incremento de tempo Δt tão pequeno como se queira.

Num dado instante $t=0^+$ após o incremento de tensões totais inicia-se o fluxo segundo uma lei definida para fluxo não permanente em meio poroso, durante o intervalo Δt . Decorrido esse incremento de tempo passa ocorrer o fenômeno de trans

ferência de carga (devido ao escape do fluido) para o esqueleto mineral, segundo uma lei definida e denominada princípio das tensões efetivas. Submetido a um estado de tensões efetivas o solo sofre então uma variação de volume conforme suas próprias características de compressibilidade.

Essas considerações são válidas para qualquer ponto da área de influência da carga.

Dentro do exposto torna-se claro que pontos com gradiente de velocidade de fluxo diferentes (em meio homogêneo e isotrópico basta que os gradientes hidráulicos sejam diferentes) estarão, no final do incremento Δt , num estado de tensões efetivas (normal e cisalhantes) diferentes e portanto terão variações volumétricas específicas diferentes. Como não é permitido ter-se deformações volumétricas específicas diferentes (necessidade de compatibilidade de deformações) a diferença entre as tensões efetivas provoca uma redistribuição de tensões totais.

Essa redistribuição de tensões totais ocorre, com importância, somente em problemas de adensamento bi e tri-dimensionais. A rigor esse fenômeno também ocorre em problemas unidimensionais, somente que nestes a redistribuição de tensão total só se dá na direção horizontal, desde que em $t=0^+$ o valor de $\sigma_h = \sigma_v$ no meio da camada e $\sigma_h = \frac{\bar{v}}{1-\bar{v}} \sigma_v$ na fronteira drenante da camada enquanto que σ_v é constante em qualquer ponto da área carregada. Assim, se plotarmos as deformações volumétricas ϵ_v não mais em função somente de σ_v , mas sim, em função das tensões octaédricas $\frac{\sigma_v + \sigma_h}{2}$, teremos um comportamento de poro-pressão ou de recalque diferentes dos tradicionais.

4. Teoria do Adensamento

A teoria do adensamento se baseia em condições de continuidade e de equilíbrio.

TERZAGHI (1925) foi o primeiro a descrever o processo de adensamento para a situação uni-dimensional.

RENDULIC (1935) estendeu a teoria de TERZAGHI para o processo radial. Mais tarde, 1959, esse processo foi abordado mais extensivamente por BARRON.

BIOT (1941), fez uma abordagem mais geral da teoria, fornecendo seu aspecto tri-dimensional e tratando o solo como elástico-linear.

CHRISTIAN (1966) desenvolveu o método dos elementos finitos, formulado para deformação plana. Este método é aproximado por tratar-se de uma solução numérica.

B. HIPÓTESES DA TEORIA TRI-DIMENSIONAL

1. Hipóteses Gerais

Nas hipóteses apresentadas a seguir incluem-se as relativas à mecânica dos sólidos e à teoria de fluxo transiente em meio poroso. A hipótese do fluxo transiente em meio poroso refere-se ao movimento do fluido através da massa do solo. A hipótese da mecânica dos sólidos se aplica ao esqueleto sólido.

Sob o aspecto de transmissão de tensão o solo é constituído de duas fases: a sólida e a líquida.

A seguir são apresentadas hipóteses, em diferentes categorias, consideradas por TERZAGHI, BARRON, BIOT e Méto

do dos Elementos Finitos

Hipóteses referentes a natureza do solo

- a) o fluido ocupa totalmente os vazios do solo
- b) tanto as partículas do solo como o fluido intersticial são incompressíveis, o que não ocorre com o esqueleto.

As hipóteses "a" e "b" tornam o solo saturado essencialmente incompressíveis frente a aplicação de tensão instantânea.

Hipóteses referentes ao comportamento tensão x deformação como um sistema total (solo + água)

- c) A tensão total é transmitida para o esqueleto do solo, a medida que o excesso de pressão neutra se dissipa. Em qualquer instante a tensão total é a soma das pressões efetiva e neutra.
- d) As deformações do solo são consideradas pequenas. As velocidades de deformação são pequenas quando comparadas com as de fluxo.

Hipóteses referentes às propriedades do material em cada fase, separadamente

- e) Há uma relação linear entre a velocidade do fluido e o gradiente de pressão, descrito por uma constante. Esta hipótese é equivalente a lei de Darcy quando se considera o fluido incompressível.
- f) Há uma relação linear (elástica e isotrópica) entre uma pequena deformação e a tensão efetiva do esqueleto do solo, des

crita por duas constantes.

Observe que todas as constantes dos materiais podem variar com a geometria do problema mas permanecem constantes com o tempo.

Hipóteses referentes as condições de fronteiras

g) O fluxo é permitido nas três direções ortogonais. A fronteira de fluxo pode ser especificada em todas as direções com duas condições possíveis.

1. velocidade do fluxo especificada, (zero) no caso de fronteira impermeável, e
2. pressão do fluido especificada, quando a drenagem é permitida.

h) Deformações e tensões variam nas três direções. Fronteira do esqueleto de solo pode ser especificada em todas as direções com quatro possíveis condições de fronteira:

- carga especificada rígida
- carga especificada flexível
- deslocamento especificado constante
- deslocamento especificado livre.

2. Hipóteses de TERZAGHI

TERZAGHI (1923), na sua teoria uni-dimensional, fez uso das seguintes hipóteses: a, b, c, d, e, e f.

O princípio da tensão efetiva não foi mencionado explicitamente como hipótese, entretanto, foi ele o primeiro a usar esse princípio. Pequenas deformações também não são refe

ridas explicitamente, mas o uso do coeficiente de compressibilidade subentende essa hipótese.

As hipóteses g e h são aplicadas a 1-dimensão. As propriedades dos materiais e e f não podem variar ao longo da profundidade e f é especificada apenas por uma constante.

Em h, pode-se especificar carga rígida, sem que varie com o tempo.

3. Hipóteses de BARRON

BARRON (1959) na sua teoria de adensamento unidimensional com fluxo radial considera as hipóteses a, b, c, d, e e f. Aqui, o princípio da pressão efetiva também não é mencionado, explicitamente, como hipótese. Pequenas deformações também são consideradas através do uso do coeficiente de compressibilidade.

A hipótese g é aplicada em duas direções, enquanto que a h é aplicada em uma direção. A hipótese g é considerada na direção ortogonal à de h.

Em h, pode-se especificar carga rígida ou flexível, desde que não variem com o tempo.

As hipóteses e e f, dos materiais, são consideradas constantes com a profundidade e f é especificada apenas por uma constante.

Em g, considera-se a influência de redução de área e da perturbação do maciço, junto a saída do fluido.

4. Hipóteses de BIOT

BIOT (1941) baseou-se nas hipóteses a, b, c, d,

e, f, g e h. BIOT, não considera o estado de tensão efetiva explicitamente.

Aplica a lei de Darcy (hipótese e) para o excesso de gradiente de pressão ao invés do excesso de altura de fluido. Isso não afeta se o fluido é considerado incompressível. Mas traz diferença quando o fluido é compressível devido as bolhas de ar.

A expansão da teoria de BIOT para solo anisotrópico (1954) não foi considerada.

5. Hipóteses para o Método dos Elementos Finitos

O método dos elementos finitos permite o uso de todas as hipóteses de a a h.

Fundamentalmente, o método dos elementos finitos consiste numa técnica numérica para resolver problemas complexos, tal como a teoria de adensamento de BIOT. O método é baseado em considerações de energia, as quais implicam em condições de equilíbrio e de continuidade, como utilizadas por BIOT. O método é mais flexível de que o descreve as hipóteses de a a h, pois, pode tratar o problema do adensamento em pequenos intervalos de tempo. O tratamento incremental permite que ao final de um certo incremento possa ser definida uma nova situação para o incremento seguinte. Esse fato permite, por uma simples substituição, tornar o fluido compressível, e fazer o material heterogêneo, inclusive, com propriedades variando com o incremento de tempo. Pode-se, ainda, permitir grandes deformações através da soma do incremento de pequenas deformações. Variações na locação e condições de fronteira, também, são permissíveis.

CHRISTIAN e BOEHMER (1969) forneceram um programa incluindo as hipóteses de a a h, no qual não foram consideradas as variações acima expostas para não tornar o tempo de cálculo extraordinariamente grande.

Em g, o fluxo foi considerado bi-dimensional.

Em h, a deformação foi considerada bi-dimensional.

C. DESCRIÇÃO DAS EQUAÇÕES NO PROCESSO DE ADENSAMENTO

1. Equações

As equações mais importantes do processo de adensamento são apresentadas na tabela I. São impressos quatro grupos de equações, correspondentes às quatro teorias aqui expostas.

Fluxo transientes

As equações do fluxo transiente de um fluido através de um meio poroso são apresentadas na equação (II.1), da tabela I, em anexo.

Relação tensão x deformação

As equações do item 2 descrevem o comportamento tensão x deformação do solo. A primeira equação deste item representa o princípio da tensão efetiva, essencial para descrição da compressibilidade de um solo saturada. A segunda equação representa o comportamento tensão x deformação. A terceira descreve a condição de equilíbrio a qual envolve o princípio de tensão efetiva e a relação tensão x deformação. Para 3-dimensões é preciso mais uma equação para satisfazer o equilíbrio.

é completamente adequada para descrever as teorias de TERZAGHI e/ou BARRON, pois o equilíbrio é automaticamente satisfeito nas equações, para essas teorias.

2. Descrição da equação de TERZAGHI

TERZAGHI descreve o significado dos termos da equação do adensamento uni-dimensional, como segue:

A solução pode ser obtida para o excesso de pressão neutra S , como uma função de:

Z - profundidade determinada a partir do topo da camada compressível.

t - tempo.

H_d - caminho vertical de drenagem, o qual inclui implicitamente as condições de fronteira de fluxo.

C_v - coeficiente de adensamento. Este coeficiente expressa as propriedades dos materiais:

$$C_v = \frac{k}{\gamma_w \cdot m_v} \quad (\text{II.4})$$

onde:

k - permeabilidade do solo a um dado fluido

m_v - compressibilidade vertical do solo

γ_w - peso específico do fluido intersticial

A solução para o recalque pode ser obtida diretamente a partir do excesso de pressão neutra dissipada.

Ha possibilidade de expressar essas variáveis em termos de um parâmetro adimensional, chamado fator tempo.

A condição de equilíbrio da teoria uni-dimensional de TERZAGHI não é explicitamente considerada por ele, mas é claramente necessária para o equilíbrio uni-dimensional. O mesmo acontece para a teoria de BARRON desenvolvida para o adensamento vertical com fluxo radial.

Características do processo de adensamento

A condição de continuidade no processo de adensamento é descrita pela chamada equação de adensamento. A equação do adensamento é mostrada em II.3, para as quatro teorias.

TERZAGHI (1923) foi o primeiro a combinar a expressão que descreve a variação de volume com o tempo e expressá-la em termos de pressão neutra, obtendo uma equação equivalente a equação de difusão estabelecida para o processo de fluxo de calor.

A mesma técnica foi utilizada por BARRON (1959) para estabelecer a relação da variação de volume do solo em termos de pressão neutra, para o ensaio de adensamento vertical com fluxo radial. Essa expressão é apresentada em II.3b, em coordenadas cilíndricas. A mesma combinação foi empregada por BIOT para a teoria tri-dimensional do adensamento, explicitando o termo $\partial e_v / \partial t$ em termos de pressão neutra e total, como se pode ver na equação II.3a.

Outra combinação semelhante pode ser expressa para o Método dos Elementos Finitos, onde $\{T\}$ representa a variação de volume, conforme se pode notar na equação II.3d.

A partir dessas proposições, note que a equação do adensamento não é suficiente, por si só, para descrever completamente o fenômeno de adensamento, no caso 3-dimensional, mas

$$T = \frac{C_v t}{(H_{dr})^2} \quad (\text{II.5})$$

Expressando a profundidade em termos adimensionais

$$Z = \frac{z}{H}$$

onde:

H - espessura da camada, a pressão neutra adimensional $\frac{\Delta u}{\Delta q}$ pode ser expressa em termos adimensionais:

$$\frac{\Delta u}{\Delta q} = f(Z, T)$$

O recalque $(\Delta H)_t$, pode ser descrito como uma função simples T e pode ser obtido diretamente a partir da distribuição média de poro-pressão.

$$(\Delta H)_t = \bar{U}(T) \Delta H \quad (\text{II.6})$$

onde:

$\bar{U}(T)$ - é o grau médio de adesamento no tempo t correspondente ao fator tempo T.

ΔH - recalque total.

Muitas soluções da teoria do fluxo de calor são utilizáveis, mas todas as soluções são restritas a problemas 1-D, com carregamento constante e materiais com propriedades constantes com o tempo.

3. Descrição da equação de BARRON

BARRON (1959) considera na abordagem teórica do adensamento vertical com fluxo radial, dois casos:

Deformações livres - o que equivale dizer não haver redistribuição de pressão total, portanto mantendo constante o valor inicialmente aplicado.

Deformações iguais - o que equivale dizer haver redistribuição de pressão total para manter uniforme o recalque e portanto a distribuição de pressão efetiva.

Para cada tipo de deformação imposta ou livre é fornecido uma análise incluindo o efeito "smear" (perturbação, quanto à permeabilidade, junto a fronteira drenante) e uma outra sem considerar a existência dessa perturbação quanto à saída do fluido dos poros.

O efeito bi-dimensional do fluxo, variação da área drenante, é considerado através do número n que correlaciona o diâmetro da amostra com o diâmetro do dreno, para todas as análises efetuadas.

Tanto a solução para a pressão neutra como para o recalque foram obtidas por BARRON (1959), para os três casos seguintes:

- Deformações livres sem efeito "Smear"

A solução do excesso de pressão neutra u pode ser explicitada em função de:

r - distância medida a partir do centro do dreno a um ponto da região analisada.

t - tempo real.

r_i - raio de influência do dreno, incluindo o raio do dreno.

r_d - raio do dreno.

$n = \frac{r_i}{r_d}$ - efeito bi-dimensional, incluindo implicitamente na equação

do adensamento.

C_{vh} - coeficiente de adesamento radial. Este coeficiente combina as propriedades dos materiais e obedece a relação:

$$C_{vh} = \frac{k_h}{\gamma_w m_v} \quad (II.8)$$

onde,

k_h - permeabilidade horizontal do fluido

m_v - coeficiente de compressibilidade vertical do esqueleto mineral.

γ_w - peso específico do fluido.

Expressando as variáveis expostas em termos de fatores adimensionais T_h , n e $\frac{r}{r_d}$, podemos expressar o excesso de pressão neutra adimensional u/u_0 em função desses parâmetros adicionais:

$$\frac{\Delta u}{\Delta q} = f\left(\frac{r}{r_d}, T, n\right),$$

onde:

$$T_h = \frac{C_{vh} t}{(d_i)^2} \quad (II.9)$$

O recalque por sua vez pode ser expresso com função de T e n e é obtido diretamente a partir da distribuição média de poro-pressão.

$$(\Delta H)_t = \bar{U}_h(T, n) \Delta H \quad (II.10)$$

$\bar{U}_h(T, n)$ - dissipação média de poro-pressão para fluxo radial com deformação vertical.

ΔH - recalque total

- Deformações iguais sem efeito "Smear"

Excetuando as hipóteses, tudo que se afirmou para o caso das deformações livres é válido, também, para o caso de deformações iguais.

BARRON (1959) mostrou, teoricamente, que não há diferença marcante no comportamento médio de poro-pressão entre as duas considerações extremas, particularmente para valores de $n > 10$. Para $n=5$ as curvas praticamente coincidem para uma distribuição média de poro-pressão igual ou superior a 50%.

A solução de igual deformação é preferida porque necessita menos tempo de cálculo para ser encontrada.

A curva tempo x dissipação média de poro-pressão, tem a mesma forma para diferentes valores de n , mas deslocadas horizontalmente conforme seu valor.

- Deformações iguais com efeito "Smear"

Neste caso BARRON (1959) forneceu a solução da equação do adensamento radial nos seguintes termos:

A solução do excesso de pressão neutra S pode ser obtida em função de:

r - distância do centro do dreno a um ponto da zona analisada.

t - tempo real.

r_i - raio de influência do dreno a partir do centro do dreno.

$n = \frac{r_i}{r_d}$ - efeito bi-dimensional, incluído implicitamente na equação.

$s = \frac{r_s}{r_d}$ - parâmetro do efeito "Smear".

r_s - raio da seção transversal do cilindro perturbado, medido a partir do eixo do dreno.

r_d - raio do dreno, medido a partir do eixo do dreno.

$\frac{k_h}{k_s}$ - razão entre o coeficiente de permeabilidade horizontal e o coeficiente de permeabilidade do solo perturbado.

C_{vh} - coeficiente de adensamento radial. Este coeficiente combina as propriedades dos materiais, satisfazendo a relação:

$$C_{vh} = \frac{k_h}{\gamma_w m_v}$$

k_h - coeficiente de permeabilidade do solo

m_v - coeficiente de compressibilidade vertical do esqueleto mineral.

γ_w - peso específico do fluido intersticial

BARRON considerou que a zona perturbada adensa rapidamente. Essa hipótese permite considerar o material dessa zona como incompressível.

A solução para o recalque $(\Delta H)_t$ pode ser obtida em função do comportamento médio de poro-pressão.

A possibilidade de expressar algumas das variáveis expostas em termos de parâmetros adimensionais T_h , $\frac{r}{r_d}$, torna a solução do excesso de poro-pressão adimensional u/u_0 como uma função de:

$$\frac{\Delta u}{\Delta q} = f \left(\frac{r}{r_d}, T_h, n, s, \frac{k_h}{k_s} \right)$$

O recalque pode ser fornecido em função de T_h , n , s , k_h/k_s . Numericamente é obtido diretamente em função da dissipação média de poro-pressão, pela relação:

$$(\Delta H)_t = \bar{U}_h \left(T_h, n, s, \frac{k_h}{k_s} \right) \Delta H \quad (\text{II.11})$$

onde:

$\bar{U}_h(T_h, n, s, \frac{k_h}{k_s})$ - dissipação média de poro-pressão para um adensamento vertical com fluxo radial, levando em conta o efeito "Smear".

ΔH - recalque total.

4. Descrição da equação tri-dimensional

A característica da equação do adensamento tri-dimensional é que a tensão no fluido dos poros $S(x,y)$ e portanto a deformação $H_t(x,y)$ não pode ser obtida de uma equação de difusão como acontece na teoria 1-D de TERZAGHI e também na teoria do adensamento radial de BARRON. As equações II.2 e II.3a mostram que a razão disso reside no fato de a deformação volumétrica ($\partial e_g / \partial t$) não poder ser expressa, explicitamente, como uma função apenas da tensão $S(x,y)$ do fluido intersticial. Há um termo extra ($\partial \sigma_\phi / \partial t$), na equação II.3a.

Esse termo adicional mostra que a redistribuição de tensão total deve ser considerada para manter o equilíbrio. Tal não ocorre no processo de adensamento uni-dimensional. É o caso do chamado efeito Mandel-Cryer, explanado na seção C5a.

Esse termo extra mostra, também, que esta equação não é do tipo da equação de difusão de calor tri-dimensional, as quais tem um conjunto de soluções aplicáveis.

RENDULIC (1936) e TERZAGHI (1943) sugeriram sua solução considerando a hipótese $\partial \sigma_\phi / \partial t = 0$. Esse estudo foi mais detalhado por BARRON em 1959.

POULOS e DAVIS (1965), forneceram solução bastante engenhosa, mas aproximada, desta equação, adotando outras hi

hipóteses para o termo $\partial \sigma_{\phi} / \partial t$.

Uma discussão apresentando a diferença entre a velocidade de adensamento tri-dimensional e do adensamento como fenômeno de difusão será dada na seção C6. O significado dos parâmetros C_v , m_v , H_d e T , tri-dimensionais, também são discutidos lá. Limitações da teoria do adensamento radial de BARRON é apresentada na seção D, enquanto que uma discussão das limitações da teoria tri-dimensional de BIOT é apresentada na seção E.

Somente uma solução simultânea da equação do fluxo transiente e do comportamento tensão x deformação é que pode fornecer uma solução completa do processo de adensamento tri-dimensional. CHRISTIAN (1969) apresentou uma solução, considerando essas hipóteses, baseada no Método dos Elementos Finitos. Esse procedimento é explicado na seção G.

A solução da equação II.3a é representada em termos dos parâmetros sugeridos por TERZAGHI, na teoria uni-dimensional.

A forma dessa representação é discutida na seção H.

O recalque, neste caso, não pode ser explícito diretamente como uma função da distribuição de pressão.

5. Efeito tri-dimensional

a) Efeito MANDEL-CRYER

Aqui, o fenômeno da redistribuição de tensões totais ocorre com importância e características peculiares.

Considere uma esfera carregada radialmente, com drenagem na sua superfície. Devido a gradientes de velocidade di

ferentes há uma distribuição de tensões efetivas diferentes de ponto para ponto no interior da esfera carregada. Essas tensões tendem a provocar uma variação de deformações volumétricas específicas diferentes (maior variação junto a fronteira drenante). Entretanto, para que haja compatibilidade de deformações isso não é possível e então essa diferença de tensões efetivas provoca uma redistribuição de tensões totais. Como as deformações específicas volumétricas tendem a ser maiores junto a fronteira drenante há uma tendência de diminuição do diâmetro de uma casca mais externa da esfera, o que provoca uma compressão no seu interior, crescendo assim as pressões médias totais MANDEL (1953).

b) Comparação entre velocidades de adensamento

Os coeficientes do lado esquerdo das equações (II.3A); (II.3B); (II.3C) são os coeficientes de adensamento C_{v3} , C_{v2} , C_{v1} , respectivamente.

Para a equação da difusão o valor de C_v deve ser determinado conforme o número de direções em que a deformação ocorre, e não escolhido conforme o número de direções em que ocorre a drenagem.

b.1) Adensamento tri-dimensional x difusão uni-dimensional

A comparação entre a velocidade do processo de difusão 3-D e 1-D pode ser feito considerando as duas equações sem o termo $\partial \sigma_\phi / \partial t$. A partir destas, definimos o coeficiente de adensamento 3-D como:

$$C_{v3} = \frac{\bar{E}}{3(1-2\bar{v})} \frac{k}{\gamma_w}$$

e o coeficiente uni-dimensional como:

$$C_{v1} = \frac{\bar{E}(1-\bar{v})}{(1-2\bar{v})(1+\bar{v})} \frac{k}{\gamma_w}$$

Para o coeficiente de Poisson $\bar{v} < 0.5$, o coeficiente de adensamento C_{v3} é menor que o coeficiente C_{v1} . Entretanto, a soma dos três gradientes de pressão da equação 3-D pode ser maior que o gradiente da equação 1-D. Na realidade isso depende das condições de fronteira de fluxo, mas geralmente é verdade.

Se o fator tempo 3-D for definido por:

$$T_3 = \frac{C_{v3}}{(H_{dr})^2} \cdot t_3$$

uma comparação entre as velocidades do comportamento 3-D e 1-D, para o fenômeno da difusão, pode ser definida pelo coeficiente t_3/t_1 . Os valores de t_1 e t_3 são os tempos relativos ao caso 1-D e 3-D, respectivamente, necessários a provocar a mesma percentagem de recalque. Esse coeficiente pode ser expresso como:

$$\frac{t_3}{t_1} = \frac{(H_{dr})_3^2 / (H_{dr})_1^2}{C_{v3}/C_{v1}} \times \frac{T_3}{T_1} \quad (\text{II.12})$$

A definição de $(H_{dr})_3$ é difícil quando as dimensões não são isotrópicas tal como um cilindro. A menor dimensão pode ser a mais adequada para representar $(H_{dr})_3$.

A definição de C_{v3} é difícil quando material tem

propriedades anisotópicas. Se uma avaliação de C_{v3} e $(H_{dr})_3$ é possível em problemas com dimensões e material isotrópicos, pode-se mostrar que através a equação II.12 que o processo de difusão 3-D é mais rápido que o processo de difusão 1-D, nos seguintes casos:

- 1) quando o caminho de drenagem 3-D $(H_{dr})_3$ é menor que $(H_{dr})_1$. Este caso é o do adensamento isotrópico quando a condição de fronteira horizontal é mais fechada que a vertical.
- 2) quando $C_{v3}/C_{v1} > 1$, o que pode ser escrito como:

$$\frac{C_{v3}}{C_{v1}} = \frac{m_{v1}}{m_{v3}} = \frac{1+\bar{v}}{3(1-\bar{v})} = (1-\frac{4}{3}G/D) = 1/(1+\frac{4}{3}G/kb)$$

sendo:

$$G = \frac{\bar{E}}{2(1+\bar{v})} \quad e \quad kb = \frac{\bar{E}}{3(1-2\bar{v})}$$

Desta relação segue que C_{v3} é sempre menor que C_{v1} , portanto nunca ocorrendo a condição 2.

Geralmente pode ser dito que o processo de difusão 3-D é mais rápido que o processo uni-dimensional, porque há mais direções de fluxo ou drenagem. Por outro lado o fato de C_{v3} ser sempre menor que C_{v1} , pode causar efeito contrário.

Comparação entre a velocidade de adensamento com a da difusão tri-dimensional

Para comparar a velocidade de adensamento 3-D com a velocidade de difusão 3-D é preciso considerar a influência do termo $\partial\sigma_\phi/\partial t$.

Se este termo é negativo ocorre um acréscimo na pressão total e portanto na neutra, o que é definido como efeito

Mandel - Cryer. O acréscimo na pressão neutra causa uma queda no processo de adensamento nessa região.

Quando o termo é negativo o adensamento pode ocorrer mais rápido nesse local.

Comparação entre a velocidade de adensamento 3-D com a de adensamento 1-D

A diferença na velocidade 1-D e 3-D do adensamento depende das condições de fronteira, do coeficiente C_{v3}/C_{v1} e do termo $\partial\sigma_\phi/\partial t$.

A condição de fronteira pode dar uma velocidade maior para o caso 3-D que para o caso 1-D; o decréscimo de C_{v3} provoca diminuição na velocidade de adensamento; o termo $\partial\sigma_\phi/\partial t$, quando negativo, provoca uma queda na velocidade de adensamento.

Resultados obtidos por CHRISTIAN (1969) evidenciam esses fatos.

c) Significado do coeficiente de adensamento 3-D

O uso de um valor de C_v diferente de C_{v1} não é recomendado pelas seguintes razões:

- 1) O C_v do processo de deformação plana (C_{v2}) é diferente do empregado no processo de plano de tensões e do caso de simetria axial (C_{v3}), vide Tabela I, em anexo
- 2) Em material anisotrópico a relação tensão x deformação não pode ser expressa por um simples valor de m_v , bem como, a fase líquida do solo não pode ser expressa por um simples valor de permeabilidade k . Assim ambos não podem ser expressos por um único valor de C_v .

3) É difícil simular uma condição de fronteira com o intuito de determinar um valor para C_{v2} ou C_{v3} . A maioria dos resultados, tem sido obtido em testes uni-dimensionais. Alguns resultados foram obtidos em ensaio triaxial, em amostra cilíndrica. Entretanto esses resultados são limitados, pois, poucas situações práticas têm o mesmo tipo de fronteira.

d) Limitações da teoria do adensamento radial de BARRON

As limitações da teoria de BARRON podem ser divididas em três partes:

A primeira parte diz respeito a restrição das propriedades dos materiais a lineares. E, ainda, essas propriedades não variam com o tempo.

Como segunda parte, as condições de fronteira de fluxo limita a aplicação da teoria a problemas axisimétricos e com deformações normais a direção do fluxo.

A terceira limitação se evidencia quando se observa que a equação de BARRON rege um problema de difusão e não de adensamento. A derivada $\partial\sigma_{\phi}/\partial t=0$.

e) Limitações da teoria de adensamento 3-D

A teoria de BIOT apresenta restrições que podem ser divididas em duas partes:

A primeira parte diz respeito à limitação do material a propriedades lineares e constantes com o processo de adensamento.

Diversos investigadores têm apresentado soluções para o adensamento 1-D, sem uma ou outra das restrições acima, baseadas em teorias e métodos empíricos. GIBSON (1973) apresen

tou uma teoria para o processo uni-dimensional, considerando a variação do módulo de elasticidade com o estado de tensões iniciais.

LAMBE (1967) apresentou um método empírico para caracterizar a influência do estado de tensões iniciais nas propriedades dos materiais e portanto no processo de adensamento.

MIKASA (1965) apresentou solução para o adensamento 1-D com propriedades variando durante o processo de adensamento.

Como segunda parte, as condições de fronteira não podem ser substituídas facilmente como se faz na obtenção do comportamento de pressão neutra e deformação, em problemas unidimensionais. Este fato torna a solução bastante difícil, exceto para casos de condições de fronteira simples. Soluções para especiais condições de fronteira são apresentadas por MANDEL (1963); MCNAMEE e GIBSON (1968); DE JOSSELIN DE JONG, VERRUYT, DE LEEUN (1966); SCHIFFMAN e OUTROS (1969).

Outro aspecto a considerar é que as deformações não podem ser obtidas a partir da distribuição de pressão neutra.

f) Limitações do Método dos Elementos Finitos

Todas as restrições impostas pela teoria 3-D de BIOT podem ser eliminadas pelo Método dos Elementos Finitos devido ao caráter incremental do método e a possibilidade de um conveniente tratamento para as condições de fronteira. Entretanto o tempo de cálculo necessário para considerar tais variações é muito grande, tornando-se, assim, no momento, uma restrição ao método.

Tanto a solução por Elementos Finitos como por

outros Métodos, para problemas de Adensamento não TERZAGHIANOS, não levam em consideração a variação das propriedades do material com o processo de Adensamento. Entre outras podemos enumerar as seguintes soluções: Solução por Analogia Elétrica por LUSCHER (1965); Diferenças Finitas por HARR (1967); Elementos Finitos por CHRISTIAN (1969); Solução gráfica por SCHMIDT (1924); Solução analítica exata para uma massa cilíndrica de solo por JOSSE LIN DE JONG e OUTROS (1965); Solução da teoria da difusão bi-dimensional por CARSLAW e JAEGER (1950).

g) Procedimento para solução simultânea dos dois processos envolvidos no fenômeno do adensamento

A solução da equação de BIOT envolve a solução simultânea da equação (II.1a) e (II.2a), nas quais as condições de fronteira são substituídas implicitamente. A solução por Elementos Finitos é obtida a partir da solução alternada das equações (II.1d) e (II.2d), para uma sequência de incrementos de tempo, nos quais a condição de fronteira é substituída explicitamente. O primeiro passo é resolver a deformação volumétrica $\{T\}$ para um pequeno incremento de tempo, a partir da equação do fluxo transiente (II.1d), quando uma certa distribuição inicial de poro-pressão $\{P\}$ é dada. O segundo passo é resolver a equação (II.2d) onde a deformação volumétrica $\{T\}$ é especificada como uma nova fronteira interna.

A equação (II.2d) é resolvida simultaneamente com uma terceira equação com outra condição de fronteira $\{P\}$. Ambas equações resolvidas resultam novos deslocamentos $\{U_n\}$ e novo estado de poro-pressão $\{H\}$.

O estado $\{H\}$ é usado como nova condição de fronteira

ra na eq. de fluxo II.2d, para o próximo incremento de tempo.

O estado de pressão neutra inicial pode ser especificado ou gerado por um estado de deformação inicial. Para o programa CONSOL esse estado de deformação pode ser obtido através de uma análise de tensão efetiva.

h) Representação do Resultado da Análise do Comportamento de Deformação e poro-pressão durante o adensamento

1. Uso do parâmetro adimensional

Quando muitas variáveis são envolvidas numa análise, um certo número de variáveis pode ser facilmente reunidas em um parâmetro adimensional, de forma a comandar o comportamento de um dado fenômeno. No processo do adensamento muitas variáveis são envolvidas. Apresentamos a seguir um sumário das variáveis definidas por TERZAGHI (1925) e a seguir os parâmetros sugeridos por CHRISTIAN (1969), para analisar problemas não unidimensionais.

2. Parâmetros adimensionais em problemas 1-D

TERZAGHI definiu um tempo adimensional, T , como sendo:

$$T = \frac{C_v t}{(H_{dr})^2}$$

onde:

$$C_v = \frac{k}{\gamma_w m_v}$$

A análise dos resultados obtidos por Elementos Finitos considera o fator tempo com o seguinte aspecto:

$$T = \frac{\left(\frac{k_v}{\gamma_w}\right) D}{(H_{dr})^2} t$$

onde:

$$D = \bar{E}(1-\bar{\nu}) / [(1+\bar{\nu})(1-2\bar{\nu})]$$

\bar{E} = módulo de elasticidade efetivo

$\bar{\nu}$ = coeficiente de Poisson efetivo

t = tempo real

H_{dr} = caminho de drenagem

TERZAGHI representou a dissipação de poro-pressão como um valor médio definido com a razão entre a pressão dissipada, num tempo t, e a pressão neutra total aplicada. Esse valor é denominado $\bar{U}(T)$. $\bar{U}(T)$ representa então, a pressão neutra média dissipada em um dado tempo t, em uma espessura H de solo.

Similarmente TERZAGHI definiu a percentagem de recalque, como:

$$\frac{(\Delta H)_t}{\Delta H} = \frac{\text{recalque ocorrido no tempo t}}{\text{recalque total}}$$

Abaixo são definidos mais dois parâmetros comumente utilizados na análise do resultado do processo de adensamento:

$\frac{\Delta u}{\Delta q}$ - parâmetro de poro-pressão adimensional.

$\frac{z}{H}$ - parâmetro adimensional de profundidade.

3. Parâmetros adimensionais em problemas bi-dimensionais

Para o caso de problemas bi-dimensionais o fator tempo será definido como:

a) Em problemas com camadas finitas

$$T = \frac{D}{(H_{dr})^2} \frac{k}{\gamma_w} t$$

onde:

$$D = [(1-\bar{v})/(1-2\bar{v})] 2G$$

b) Em problemas com espessura da camada de argila H muito maior quando comparada com a largura do carregamento (2a).

$$T = \frac{D}{a^2} \frac{k}{\gamma_w} t$$

Essas duas considerações foram feitas por CHRISTIAN e BOEHMER (1969).

$\bar{U}(T)$ também é definido como sendo a pressão neutra média dissipada num tempo t dividido pela pressão neutra dissipada ao final do processo de adensamento.

O parâmetro $(\Delta H)_t / \Delta H$ é definido como o coeficiente de recalque.

O valor de $\Delta u / \Delta q$ é usado como na análise 1-D, quando necessário.

4. Comparação entre a representação do excesso de pressão neutra no comportamento uni com bi-dimensional

Um conjunto de curvas de adensamento 1-D e 2-D é apresentado na Figura (II.1). Na Figura (II.1a) são mostradas as isócronas uni e bi-dimensionais. Nessas curvas a pressão neutra é apresentada na forma adimensional $\bar{U}(T)$ e como função de parâmetros adimensionais z/H (ou Z/a) e T .

A Figura (II.1b) mostra também três variáveis a saber: a pressão neutra adimensional $(\Delta u / \Delta q)$ é plotada em função de T para um conjunto de profundidade z/H .

Para o caso uni-dimensional a pressão neutra ini

cial ($\Delta u/\Delta q$) é a mesma para todas as profundidades. No caso bi-dimensional esse valor decresce quando cresce a profundidade, a partir da superfície. Para o caso uni-dimensional o fluxo para cima causa um decréscimo regular na pressão neutra. Para o caso bi-dimensional há um acréscimo na pressão neutra para maiores profundidades, no início do processo de adensamento. Este efeito é provocado pela ocorrência de um fluxo inicial para baixo, o qual mais tarde tem seu sentido invertido como consequência da drenagem pelo topo.

A Figura (II.1c) mostra as curvas $\bar{U}(T)$ e $(\Delta H)_t/\Delta H$, ambas em função de $\log T$. Tanto a dissipação de poro-pressão como a percentagem de adensamento variam de 0 a 100%.

No adensamento uni-dimensional linear o comportamento de poro-pressão e de recalque são coincidentes. No caso bi-dimensional há um retardo na dissipação de pressão neutra em relação ao recalque, proveniente da redistribuição de poro-pressão.

CAPÍTULO III

ENFOQUE AO MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS

A. INTRODUÇÃO

O método dos elementos finitos é uma técnica de cálculo numérico para resolver problemas com condições de fronteira definida em mecânica dos contínuos.

O método foi proposto em 1956 por TURNER, CLOUGH, MARTIN e TOPP. CLOUGH (1960) foi o primeiro a utilizar o método em Engenharia Estrutural considerando o material como um meio contínuo e uni-fásico. ZIENKIEWCZ (1967) deu o primeiro tratamento na forma de livro. O método requer um número bastante grande de cálculos o que o tornava inaplicável, sem o recurso do computador. Somente o desenvolvimento da técnica computacional é que tornou concebível o cálculo de problemas com muitos graus de liberdade etc.

CHRISTIAN (1965), HERMANN (1965) e CHRISTIAN (1968) foram os primeiros a formar uma formulação a materiais denominados bi-fásicos, aplicáveis a problemas de deformação inicial e cálculo de poro-pressão em solo saturado. Diversos outros trabalhos versaram sobre o comportamento tensão x deformação dos materiais.

O método dos elementos finitos é aplicado, também, a problemas de percolação em regime permanente. CHRISTIAN (1968) propôs um método abordando o problema de fluxo transiente, de modo a permitir solução do problema de dissipação de pres

são em etapas de tempo. A combinação da formulação de CHRISTIAN com a formulação para o comportamento tensão x deformação de um material bi-fásico, permitiu a solução do problema de adensamento.

WILSON (1963 e 1965) desenvolveu um programa de computador para resolver o comportamento tensão x deformação de um material uni-fásico. O programa foi desenvolvido para percolação com fluxo permanente.

O programa de WILSON foi o primeiro passo para se permitir programar o computador tensão x deformação para material bi-fásico, bem como para a programação do comportamento de dissipação de poro-pressão.

Este capítulo descreve o método dos elementos finitos e a aplicação numérica, em termos gerais.

A descrição, como já se disse, é feita de maneira geral e o programa em si é apresentado no apêndice B.

Este capítulo foi dividido em três partes. A parte B descreve o método dos elementos finitos em geral, mostrando a formulação referente ao material denominado uni-fásico.

A parte C descreve os passos chaves da formulação bi-fásica, onde um dos materiais é incompressível. Descreve-se, também, o procedimento para se obter a solução de como manipular as condições de fronteira e como estabelecer a estabilidade do cálculo, como função das etapas de tempo aplicados.

Na parte D descreve-se, abreviadamente, o programa CONSOL, incluindo as sub-rotinas, disposição e eliminação da matriz de rigidez.

B. MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS

O método dos Elementos Finitos considera que uma função contínua pode ser representada, aproximadamente, por discretos elementos de área ou volume. A área de interesse é dividida em um número limitado de tais elementos. Cada um desses elementos pode representar uma função diferente, no mesmo meio.

A função contínua é escrita em termos de uma ou mais variáveis com pontos discretos do elemento. Quando usado em problemas envolvendo energia mínima, uma expressão pode ser escrita para uma região completa.

A Tabela II sumariza as equações mais importantes e que são referidas em seções posteriores.

Princípio Variacional

Função contínua, nesta formulação, expressa a energia armazenada em região de interesse. A expressão III.1 mostra a equação básica do princípio da energia potencial total mínima.

A Equação (III.2a) mostra a energia de deformação armazenada em uma dada região carregada, para material uni-fásico. A equação (III.2b) mostra a energia de deformação armazenada em uma massa bi-fásica. A segunda fase consiste na superposição da poro-pressão. Esta tensão é a do fluido dos poros obtida pela substituição do princípio de tensão efetiva, dada pela equação (III.3b). Essa substituição acarreta a necessidade de uma equação adicional, para tornar o sistema solúvel.

Para determinar o valor estacionário da equação (III.1), as energias devem ser expressas em função de uma variável

vel ou, se uma equação adicional é utilizável, em função de duas variáveis.

A presente formulação para o fluxo transiente é uma aproximação da solução exata, representada pela equação diferencial, a qual, expressa que o divergente do vetor velocidade de percolação é igual a variação de volume. Nesta formulação representada por {T}, equação (III.2c). Esta variação de volume é substituída na equação (III.2b) e o estado de energia mínima é encontrado, uma vez resolvido o sistema de equações (III.2b) e (III.2c).

Relação tensão x deformação

A redução do número de variáveis na expressão da energia, o que a torna aproximada, é feita pela substituição de uma relação extra entre as variáveis. Para materiais unifásicos as tensões $\{\sigma\}$ e as deformações $\{\epsilon\}$ são funções apenas de uma variável, a qual, pode ser o deslocamento $\{U_n^*\}$.

De maneira similar, no material bi-fásico, as tensões $\{\sigma\}$ são funções de duas variáveis que podem ser o deslocamento $\{U_n^*\}$ e a pressão neutra $\{H\} = \{\frac{u}{k_b}\}$.

A lei de Darcy é a relação entre a velocidade $\{V\}$ e o gradiente da carga hidráulica, como na equação (III.3c).

A carga hidráulica $\{h\}$ é expressa em função da pressão neutra dos poros $\{u\}$.

Função de Interpolação para Elementos Finitos - Seleção das Variáveis - Seleção da Forma dos Elementos, para o CONSOL

Após a formulação do Princípio Variacional, equa-

ção (III.2), o método dos Elementos Finitos consiste nas três seguintes etapas:

1. Seleção das variáveis a serem determinadas pelo método.
2. Seleção da forma do elemento.
3. Seleção da função interpolação.

As variáveis na presente formulação, são o deslocamento $\{U_n^*\}$ e a pressão neutra $\{H\} = \{u/k_b\}$.

A variável pressão neutra é dividida por k_b com o intuito de obter a mesma ordem de grandeza da função deslocamento $\{U_n^*\}$, para assegurar a estabilidade numérica.

A variável deve ser calculada em pontos discretos. A forma do elemento depende do número de pontos discretos o qual por sua vez depende da função de interpolação elemento finito. A função de interpolação mais simples para o deslocamento $\{U_n^*\}$ é a função que fornece deformações constantes $\{E\}$ e variação linear de deslocamento $\{U_n^*\}$ através o elemento.

Essa função requer três valores de $\{U_n^*\}$ por elemento. Tal elemento é, frequentemente, chamado como triângulo de deformação constante, ou CST.

A função de interpolação mais simples e que expressa u , $\frac{\partial u}{\partial x_i}$, $\frac{\partial^2 u}{\partial x_i^2}$, em termos de u , requer no mínimo cinco pontos discretos.

Qualquer derivada de ordem superior a $\frac{\partial^2 u}{\partial x_i^2}$, a qual, determina $(\frac{\Delta v}{v})$ é, então, constante no domínio do elemento. Esses cinco pontos discretos requerem ao menos um elemento quadrilátero, no qual, a pressão neutra é definida no centro e nos vértices.

A solução simultânea das equações (III.2b) e (III.2c) requer o mesmo elemento para ambas formulações, isto é, ao menos um elemento quadrilátero. O emprego da função de interpolação do elemento triangular em um elemento quadrangular é possível pela introdução de um elemento quadrilátero de deformação constante, formado por dois ou quatro elementos triangulares, como feito por WILSON (1965).

A função de interpolação do elemento finito, para as formulações é dada na equação (III.4), na tabela II.

Substituição da Relação Tensão x Deformação e das Funções de Interpolação do Elemento Finito na Expressão da Energia de Deformação e na Função de Fluxo Transiente

A substituição da relação tensão x deformação (III.3) e da função elemento finito (III.4) na expressão aproximada (III.2) resulta nas expressões (III.5). As variáveis tem que ser resolvidas em um número discreto de pontos. $\{H\}$ ou $\{u\}$ são determináveis no centro do elemento e $\{U_n^*\}$ nos nós do elemento quadrilátero. As outras funções são assim descritas.

- a) $[B]$, $[C]$, $[D]$, $[N]$, etc - são funções das coordenadas dos pontos discretos, conhecidos.
- b) k_b , k_w , etc - constantes conhecidas.
- c) $\{P\}$, $\{b\}$, $\{\epsilon_0\}$, etc - condições de fronteira conhecidas podendo ser fronteira de carga, de deslocamento, de velocidade, ou de pressão neutra.

Todas as condições de fronteira são discretizadas nos mesmos pontos onde o são as incógnitas. Há, portanto, o mes-

mo número delas que das incógnitas. Isso permite escrever as equações (III.5) na forma compacta como se mostra na equação matricial (III.6) e (III.7). Estas equações mostram, respectivamente as incógnitas e as condições de fronteira, explicitamente, na forma de vetores:

$$\begin{Bmatrix} P \\ T \end{Bmatrix} e \quad e \quad \begin{Bmatrix} U_n \\ H \end{Bmatrix}$$

Todas as outras funções e constantes são expressas pelas matrizes de rigidez:

$[K]$, $[K']$, $[K'^T]$, as quais se relacionam àqueles vetores.

Tanto a formulação para o comportamento tensão x deformação como para o comportamento de fluxo provoca uma relação de rigidez para cada elemento. Isso resulta em oito equações nos nós, tendo o deslocamento $\{U_n^*\}$ como incógnita; e uma equação no centro, tendo a pressão neutra $\{H\}$ como incógnita. Há, portanto, nove equações e nove incógnitas.

Avaliação das Variáveis pelo programa CONSOL

Se a condição de fronteira fosse realmente conhecida em cada elemento, estaríamos capacitados para resolver as nove equações. Se, entretanto, a condição de fronteira fosse dada para um conjunto de elementos, seria necessário agrupar os elementos por meio de uma relação de rigidez. E isso é feito pelo programa CONSOL.

C. Pontos Chaves na Formulação bi-fásica

Limitação da formulação uni-fásica para material incompressível

Um exame detalhado da equação tensão x deformação elasto-linear para material uni-fásico, utilizado no Método dos Elementos Finitos, mostra que, quando o material é incompressível ($\nu = 0,5$), aparecem zeros nos denominadores de alguns termos. Essas equações podem ser vistas abaixo.

$$\{\sigma\} = [D] (\{\epsilon\} - \{\epsilon_0\})$$

onde,

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

Também, qualquer estado isotrópico de tensões quando aplicado a um material incompressível não causa efeito algum no estado de deformações. Este fato torna a relação acima em vão.

Essa limitação foi levantada por CHRISTIAN (1965) e HERMAN (1965).

Formulação para material incompressível

A formulação do método para material bi-fásico baseia-se na hipótese de que as tensões podem ser divididas em tensão efetiva e neutra. A relação tensão-deformação é definida em termos de pressão efetiva (III.3b) e o fluido é considerado incompressível. Note que não havendo variação de volume, devido a imcompressibilidade do fluido, também não há tensões efetivas volumétricas.

A formulação para material bi-fásico permite que a variação de volume seja especificada arbitrariamente onde a pressão do fluido deve ser grande suficiente para permitir somente deformações volumétricas especificadas.

O uso dessa técnica para o Método dos Elementos Finitos leva a um resultado que pode ser representado pela equação matricial (Equação III.7).

$$\begin{Bmatrix} P \\ T \end{Bmatrix}^e = \begin{bmatrix} K & K \\ K',T & 0 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} U_n^* \\ H \end{Bmatrix}^e$$

Nesta equação $[K]$, $\{U_n^*\}^e$ e $\{P\}^e$ são referidos ao esqueleto mineral. O vetor $\{H\}$ é a tensão nos poros dividida por uma constante do esqueleto mineral e $\{T\}$ é a variação de volume de cada elemento.

As matrizes $[K']$ e $[K',T]$ provêm do desenvolvimento das equações. A primeira é a matriz de rigidez que comanda o cálculo de novas deformações $\{U_n^*\}$ para especificadas deformações volumétricas $\{T\}$, bem como as novas pressões neutras $\{H\}$, para um carregamento externo $\{P\}$.

$\{T\}$ é zero para carregamento não drenado.

As equações $\{H\}$ e $\{U_n^*\}$ podem ser resolvidas pela relação:

$$\{H\} = \left[K',T \quad K^{-1}K' \right]^{-1} \left[K',T^{-1} \quad P-T \right]$$

$$\{U_n^*\} = \left[K^{-1} \right] \left[P-K - K'H \right]$$

Especificações da variação de volume

A formulação para material incompressível permite calcular a distribuição de pressão no fluido para um carregamento não drenado, se uma deformação volumétrica é fornecida. A teoria de adensamento de BIOT (Equação II.1a) descreve a variação de volume com o tempo em termos de pressão neutra. Isso significa que uma nova deformação volumétrica aproximada, resultante do fluxo transiente, após um certo incremento de tempo, poderia ser calculada a partir do acréscimo de pressão neutra, então calculada. Esse novo valor de deformação volumétrica seria usado para calcular a nova distribuição de pressão neutra. E o processo assim se repetiria.

A questão residiria em:

1. Como encontrar uma aproximação adequada para a variação de volume.
2. Se esse procedimento de cálculo seria ou não estável.

Cálculo aproximado da variação de volume para formulação de fluxo transiente

A escolha de uma relação aproximada depende do número de valores de pressão neutra necessários a expressar a deformação volumétrica e da influência de um elemento sobre o outro, chamado de conectividade. Também, seria desinteressante relacionar a pressão neutra com uma expansão definida por um polinômio de segunda ordem, uma vez que a equação de BIOT envolve derivada segunda.

A expansão completa seria:

$$S = \alpha_1 + \alpha_2 x + \alpha_3 y + \alpha_4 x^2 + \alpha_5 y^2 + \alpha_6 xy.$$

Essa expansão requeriria um elemento de cinco lados. CHRISTIAN no programa CONSOL usou para a expansão, a expressão: $S = \alpha_1 + \alpha_2 x + \alpha_3 y + \alpha_4 x^2 + \alpha_5 y^2$, de modo que esta expressão ficasse coerente com o elemento quadrilátero de deformação constante. Um dado elemento seria circundado por mais quatro elementos o que permite o cálculo das cinco constantes e a partir daí a pressão neutra para se utilizar no cálculo da variação de volume.

Para o comportamento tensão x deformação cada elemento quadrilátero é subdividido em quatro triângulos o que fornece um nó a mais no centro do quadrilátero. Cada triângulo pode ser analisado separadamente e a matriz de rigidez de cada triângulo é somada algebricamente, de forma a obter a matriz rigidez do quadrilátero. As equações para os deslocamentos do ponto central são independentes das equações dos nós dos vértices. Este procedimento foi desenvolvido por WILSON (1965).

Processo de Solução

O processo de solução pode ser encarado por etapas:

1. A primeira etapa inicia-se com cálculo do carregamento não drenado. Geralmente o deslocamento $\{U_n^*\}$ e a pressão neutra $\{H\}$ são calculados para a variação de volume $\{T\}$ nula, conhecidas as condições de fronteira $\{P\}$.

2. Após calculada a distribuição de pressão neutra a mesma é utilizada na avaliação do fluxo com o intuito de encontrar uma nova variação de volume, num dado intervalo de tempo.
3. Essa nova variação de volume conhecida é usada para calcular novos deslocamentos e poro-pres-são. O processo de cálculo segue essa orienta-ção para o número de intervalos de tempos fornecidos.

Em casos onde a pressão neutra é especificada em certos elementos, a variação de volume, correspondente, deve ser calculada. A especificação da pressão neutra neste processo, é similar a especificação do deslocamento nodal no comportamento tensão x deformação. Entretanto, no caso de deslocamento especi-ficado, o correspondente carregamento $\{P\}$ não é necessário e nem é calculado, enquanto que a deformação volumétrica, correspondente a pressão neutra especificada, é calculada e necessária como estado de deformação volumétrica inicial, a qual torna desconhe-cida no decorrer do processo. A pressão neutra inicialmente espe-cificada não permanece constante como ocorre com o deslocamento. Essa mesma pressão neutra torna incôgnita durante o processo.

Estabilidade do processo

Um processo de cálculo é explícito, quanto a con-dição de fronteira, quando usa a informação $\{T\}$ no começo de um incremento de tempo, para calcular o estado $\{U_n^*\}$ e $\{H\}$ no final do incremento. Assim, o procedimento anteriormente descrito é um procedimento explícito.

O método implícito expressa a variação de um da do estado em termos de uma informação recebida no final do incremento de tempo.

O método misto utiliza informações no início e no final do incremento de tempo.

Tanto a formulação implícita como a mista requerem a solução de uma equação adicional.

O maior inconveniente do método explícito é que a solução pode desenvolver oscilações erráticas em uma dada direção, se o acréscimo de tempo for muito grande.

O programa CONSOL foi testado com intuito de encontrar um método que permitisse garantir a estabilidade da solução. Conclui-se estabelecendo um incremento de tempo ótimo, de forma, não ser grande para causar instabilidade numérica, nem pequeno para não causar tempo excessivo de cálculo.

D. DESCRIÇÃO DO PROGRAMA CONSOL

Uma listagem completa do programa é apresentada no Apêndice B. Os cartões comentários indicam como e onde as diferentes partes das formulações são incluídas no corpo do programa.

No Apêndice A é fornecido um manual para orientação na utilização do programa CONSOL. Neste apêndice também é sugerido um processo (CHRISTIAN, 1968) para se estimar o incremento de tempo adequado.

O programa CONSOL consiste em duas partes:

1. Avaliação da deformação, da pressão neutra e tensão total, não drenados.

2. Avaliação da variação de volume em função do tempo de fluxo, permitindo calcular novas de formações, pressões neutras, tensões efetivas ou totais.

O programa pode ser usado para avaliar a influência do carregamento não drenado independentemente do seu uso para avaliar simultaneamente, a influência do carregamento não drenado com o processo de adensamento.

O programa CONSOL é subdividido em diversas partes a saber:

1. Programa principal

Essa parte apresenta o dispositivo básico da resolução do problema proposto. Após a geração dos dados, o cálculo se inicia através do uso de um conjunto de subrotinas. As subrotinas usadas no programa são descritas a seguir:

2. Subrotinas SOLSTF e MODIFY

A subrotina SOLSFT procede:

- a) Formulações do vetor carga e do vetor deformação volumétrica.
- b) Geração da matriz rigidez geral.
- c) Substitui o deslocamento e a pressão especificada por meio da subrotina MODIFY.

3. Subrotina QUAD

Procede o cálculo de:

- a) Relação tensão x deformação com o intuito de formar a matriz

de rigidez do elemento.

- b) Matriz de rigidez de um elemento.
- c) Transformação do deslocamento em deformação com intuito de calcular as tensões.

4. Subrotina BANSOL

Procede:

- a) Triangularização da matriz de rigidez (eliminação), quando uma nova matriz de rigidez é construída. (No momento só é usada para a avaliação do recalque inicial).
- b) Resubstituição do vetor carga e da deformação volumétrica na matriz triangularizada com o intuito de calcular deslocamento e a pressão neutra.

5. Subrotina STRESS

Resolve:

- a) Deformação a partir dos deslocamentos.
- b) tensões a partir da:
 - deformações
 - matriz de deformação transformada pela subrotina QUAD.
- c) Deformações volumétricas $\{T\}$. Há essa necessidade se a pressão neutra é especificada.

Geração da Matriz de Rigidez

O ponto crucial do programa CONSOL é construir e triangularizar a matriz de rigidez.

Este problema envolve um grande número de cálculos

e deve ser feito por processo que minimize o tempo de computação, para que o programa possa ter sucesso completo. Esse procedimento é feito da seguinte maneira:

1. As equações com a pressão neutra como incógnita, são inseridas entre duas equações com a deformação como incógnita, de forma a se obter a menor largura de banda. A largura de banda depende da máxima diferença entre os números representativos dos pontos nodais de um elemento e o número do elemento correspondente.
2. Somente a metade da banda, incluindo a diagonal principal, é armazenada. Essa é a razão porque a formulação resulta numa matriz definida positiva, a qual é simétrica.
3. A matriz é armazenada pela diagonal ao invés de o ser por coluna.
4. A programação permite uma especificação flexível para a largura de banda. Grandes problemas com pequena largura de banda podem ser resolvidos.
5. Matrizes resultantes de grandes problemas podem ser armazenadas e eliminadas em blocos.

CAPÍTULO IV

TESTES EXECUTADOS NO PROGRAMA

A. INTRODUÇÃO

Este capítulo descreve os testes já executados no programa CONSOL por vários autores (CHRISTIAN, BOEHMER, RIXNER) e também, alguns deles, pelo autor do presente trabalho. Os testes foram feitos em problemas uni e bi-dimensionais. Os testes do programa tiveram vários objetivos. O primeiro objetivo foi verificar se o programa CONSOL resolveria, realmente, problemas de acordo com a teoria 3-D do adensamento, para o qual ele foi proposto. O cálculo executado pelo programa foi comparado com as soluções teóricas conhecidas: TERZAGHI (1925), TAYLOR (1948), MANDEL (1953), JOSSELING DE JONG E OUTROS (1966), SCHIFFMAN e OUTROS (1969), LAMBE (1966), BARRON (1959), GIBSON (1973).

O segundo objetivo foi testar a acurácia do programa com o intuito de encontrar o número de subdivisões ou de elementos necessários a responder satisfatoriamente o comportamento de dissipação de pressão neutra e de recalque.

O terceiro objetivo foi investigar a diferença existente entre o adensamento calculado pela teoria do adensamento e a da difusão (*). Essa comparação é de interesse prático desde que a equação da difusão é a única utilizada na prática. Nessa comparação, inclui-se o efeito do coeficiente de Poisson.

(*) - A teoria da difusão considera que a variação da tensão total durante o processo de adensamento é nula e que C_v só varia com a variação de k enquanto que a teoria do adensamento permite que a variação da tensão total seja diferente de zero, durante o processo de adensamento. Neste caso o coeficiente de adensamento varia com a variação de k e m_v . Para o caso tri-dimensional as duas expressões são transcritas, respectivamente, a seguir:

$$\nabla^2 u = \frac{\gamma_w}{k} \frac{3(1-2\bar{\nu})}{\bar{E}} \frac{\partial u}{\partial t}$$

$$\nabla^2 u = \frac{\gamma_w}{k} \frac{3(1-2\bar{\nu})}{\bar{E}} \left(\frac{\partial u}{\partial t} - \frac{\partial \sigma_{oct}}{\partial t} \right)$$

u - excesso de poro-pressão

k - permeabilidade

γ_w - peso específico da água

\bar{E} - módulo de elasticidade efetivo

$\bar{\nu}$ - coeficiente de Poisson efetivo

t - tempo

σ_{oct} - tensão octoédrica total.

O quarto teste versou sobre a comparação entre o grau de adensamento e a percentagem de dissipação de pressão. A razão disso é verificar se o comportamento de recalque pode ser representado pelo comportamento de dissipação de pressão neutra. Também esse estudo comparativo é de interesse prático, por exemplo, em problemas onde somente a pressão neutra pode ser obtida por informação de campo, ou onde a estabilidade em termos de pressões efetivas deve ser investigada.

A escolha do problema a ser resolvido foi feita de forma a obter casos onde a solução analítica e/ou gráfica é conhecida.

O problema uni-dimensional foi tratado tanto em sistema solo homogêneo como solo heterogêneo. A condição de drenagem é permitida em ambas as fronteiras verticais.

O problema bi-dimensional foi tratado tanto com condições de fronteira finita como infinita. Para o primeiro caso considerou-se o problema de deformação plana, incluindo o problema do adensamento triaxial com topos fixos e impermeáveis. Somente a permeabilidade isotrópica foi considerada, neste caso. Para o segundo caso foi escolhido o problema de carga corrida aplicada a superfície de um espaço semi-infinito. Neste problema foi dada atenção a influência da posição da fronteira com relação a dissipação de pressão neutra. Este problema foi abordado analiticamente por SCHIFFMAN e outros em 1969.

Finalmente foi pesquisado um critério para indicar o tempo adequado à precisão e à estabilidade numérica na resolução do problema. Acréscimos de tempo até 10 vezes maior ao indicado por esse critério foram usados.

B. TESTES EM PROBLEMAS UNI-DIMENSIONAIS

Foram testados três (3) problemas com soluções analíticas e/ou numéricas conhecidas. TERZAGHI (1925), SCHMIDT (1920) LUSCHER (1965), HARR (1966).

As condições de carregamento, do material e de drenagem são sumarizados no quadro I, a seguir.

Esse quadro mostra, também, o autor do método e o poder ou extensão de cada teoria.

Os testes executados no programa CONSOL simulando as condições impostas por TERZAGHI concordam bem com esta teoria. A solução utilizando dez elementos de forma quadrada fornecem a mesma resposta que a oferecida pela solução utilizando o mesmo número de elementos de forma quadrilátera qualquer. Isto significa que um quadrilátero de forma qualquer pode ser utilizado, pois, a forma não causa distorções consideráveis.

A solução utilizando cinco elementos e a utilizando dois elementos mostraram desvio em relação ao comportamento correto, especialmente do lado impermeável, para pequenos intervalos de tempo decorridos. Entretanto, decorrido grande tempo, as isócronas retornam aos seus valores corretos, previstos pela teoria.

A solução gráfica para quatro subdivisões concorda bem com a solução obtida pelo programa CONSOL com cinco subdivisões ou elementos. O programa CONSOL fornece, entretanto, dissipação de poro-pressão mais rápida nos primeiros tempos, junto às fronteiras impermeáveis.

O CONSOL provavelmente é mais rápido porque o in

AUTOR	MÉTODO	MATERIAL	DRENAGEM	CARREGAMENTO	COEFICIENTE DE ADENSAMENTO	PERMEABILIDADE	COEFICIENTE DE COMPRESSIBILIDADE VOLUMÉTRICA	NÚMERO DE DRENAGEM
TERZAGHI	Análítico de difusão	Homogêneo	Topo e/ou Base	Retangular	Constante	Constante	Constante	1 ou 2
HARR	Diferenças Finitas	Heterogêneo (duas camadas)	Topo e/ou Base	Retangular e Triangular	Constante em cada camada	Constante em cada camada	Constante em cada camada	1 ou 2
LUSCHER	Solução análoga ao Método das Diferenças Finitas	Heterogêneo (duas camadas)	Topo e/ou Base	Retangular e Triangular	Constante em cada camada	Constante em cada camada	Constante em cada camada	1 ou 2
SCHMIDT	Solução gráfica apoiada no Método das Diferenças Finitas	Heterogêneo (duas camadas)	Topo e/ou Base	Retangular e Triangular	Constante em cada camada	Constante em cada camada	Constante em cada camada	1 ou 2
CHRISTIAN e BOEHMER	Elementos Finitos	Heterogêneo (duas camadas)	Topo e/ou Base	Plano e qualquer	Constante e/ou variável com o estado de tensões iniciais	Constante e/ou variável com o estado de tensões iniciais	Constante e/ou variável com o estado de tensões iniciais	1 ou 2

QUADRO I

cremento de tempo é muito menor neste do que o é no procedimento gráfico. Assim, a diferença existente entre um e outro método pode ser suprimida se compararmos o resultado obtido pelo procedimento gráfico com o obtido pelo CONSOL, para as mesmas condições, mas com maiores incrementos de tempo.

A solução obtida por LUSCHER (1965) mostra-se mais lenta que a solução exata esperada.

A curva $\bar{U}(T) \times T$, para a análise uni-dimensional é praticamente coincidente com a curva grau de adensamento versus tempo T. A diferença se mostra somente na quarta casa decimal.

Comparação entre a teoria da difusão de TERZAGHI e a teoria do adensamento uni-dimensional deu boa concordância.

O recalque total só depende do coeficiente de compressibilidade volumétrica (m_v).

Baseado no teste uni-dimensional sobre o programa pode-se concluir:

a) O cálculo da pressão neutra, da dissipação média de poro-pressão e o comportamento de recalque concordam bem com as outras teorias empregadas, exceto com a solução de LUSCHER, a qual fornece dissipação de poro-pressão mais lenta.

b) A velocidade de recalque e a dissipação média de poro-pressão fornecem valores precisos, ainda que o número de elementos usados por camada sejam dois.

c) Não há diferença entre a solução de difusão e a obtida pela solução do adensamento uni-dimensional no que toca ao comportamento de poro-pressão, desde que $\frac{k}{\gamma_w}$ e m_v não variem para um mesmo ponto, durante o processo de adensamento.

d) O comportamento médio de poro-pressão e o comportamento de recalque, mostram coincidência se as propriedades do material são constantes ou variam com o estado de tensão inicial (diferença na quarta casa decimal).

PROBLEMA COM DUAS CAMADAS

A solução da pressão neutra foi obtida com o intuito de verificar o fluxo na fronteira de duas camadas com diferentes coeficientes de adensamento. O programa CONSOL forneceu solução para certos problemas, indicados abaixo, com solução teórica conhecidas.

As condições de carregamento, dos materiais e de drenagem são sumarizadas no quadro II. O autor do método e a capacidade ou extensão do método também são apresentados.

Para o quadro II exposto foram apresentadas duas soluções: Uma com a drenagem do lado da camada mais permeável e a outra com a drenagem na fronteira da camada mais impermeável.

Nenhuma solução teórica é conhecida para ambos os casos. Entretanto, pode-se comparar as soluções obtidas pelo CONSOL com as obtidas pelo aproximado das diferenças finitas, proposto por HARR.

Também é possível fazer comparação com a solução por processo gráfico fornecido por SCHMIDT. Este método gráfico é um método explícito como o é o do programa CONSOL. Porém o método das Diferenças Finitas basea-se em um procedimento implícito. Esse procedimento implícito e explícito estão relacionados com o momento em que as condições de fronteira são usadas.

A solução correta é suposta estar entre os resul

AUTOR	MÉTODO	MATERIAL	DRENAGEM	CARREGAMENTO	COEFICIENTE DE ADENSAMENTO	PERMEABILIDADE	COEFICIENTE DE COMPRESSIBILIDADE VOLUMÉTRICA	NÚMERO DE DRENAGEM
CHRISTIAN e BOEHMER	Elementos Finitos	Heterogêneo (2 camadas)	Topo Base	Uniforme e constante	1ª) camada $C_v = C_{v0}$ 2ª) camada $C_v = 4C_{v0}$	1ª) camada $k = k_0$ 2ª) camada $k = 4k_0$	Constante	1
HARR	Diferenças Finitas	Heterogêneo (2 camadas)	Topo Base	Uniforme e constante	1ª) camada $C_v = C_{v0}$ 2ª) camada $C_v = 4C_{v0}$	1ª) camada $k = k_0$ 2ª) camada $k = 4k_0$	Constante	1
SCHMIDT	Gráfico	Heterogêneo (2 camadas)	Topo Base	Uniforme e constante	1ª) camada $C_v = C_{v0}$ 2ª) camada $C_v = 4C_{v0}$	1ª) camada $k = k_0$ 2ª) camada $k = 4k_0$	Constante	1
LUSCHER	Analogia a Solução Numérica	Heterogêneo (2 camadas)	Topo Base	Uniforme e constante	1ª) camada $C_v = C_{v0}$ 2ª) camada $C_v = 4C_{v0}$	1ª) camada $k = k_0$ 2ª) camada $k = 4k_0$	Constante	1

QUADRO II

tados obtidos pelos métodos dos Elementos Finitos (ou Gráfico) das Diferenças Finitas.

A solução de HARR forneceu uma dissipação mais rápida para $T = 0,16$ e a solução Gráfica uma dissipação ligeiramente mais lenta que a solução obtida pelo CONSOL.

Resta acrescentar que a solução de LUSCHER é realmente mais lenta do que previsto por ele.

O fator tempo usado é definido como:

$$T = \frac{C_v t}{H^2}$$

onde,

C_v - refere-se ao material onde se encontra a fronteira drenante.

H - altura total da camada.

A curva percentagem de recalque x $\log T$, novamente é idêntica a proveniente do comportamento médio de poro-pressão. Outra conclusão obtida é que o adensamento é mais rápido, quando a drenagem fica na zona da camada mais permeável do que quando fica na zona da camada mais impermeável. Em ambos os casos, o adensamento é mais rápido do que aquele obtido para o material homogêneo.

Toda solução apresentada até aqui são para a equação da difusão.

CONCLUSÕES

- 1) As isócronas obtidas pelo programa CONSOL concordam com a solução gráfica, para a situação em que m_v é constante em cada

ponto, durante o processo de adensamento.

- 2) Para o mesmo m_v em ambas as camadas observa-se, novamente, um comportamento idêntico entre a distribuição de poro-pressão e a de recalque. Se m_v é constante o comportamento de poro-pressão obtido pela equação do adensamento é idêntico ao obtido pela equação da difusão.
- 3) A dissipação de poro-pressão ocorre, inicialmente, mais rapidamente, com drenagem simples, quando a fronteira está na zona mais permeável do que quando está na zona mais impermeável. Ambos os casos oferecem um comportamento de dissipação de poro-pressão inicial mais rápido do que aquele obtido para material homogêneo. A velocidade de dissipação é a mesma no final do estágio, para os três casos.

C. TESTE BI-DIMENSIONAL EM PROBLEMAS COM FRONTEIRA FINITA

Para o caso de fronteira finita foram escolhidos dois problemas de solução teórica conhecida, para testar o programa CONSOL, em problemas de adensamento bi-dimensional. O primeiro problema abordado refere-se ao caso do adensamento, com deformação plana, de um disco com drenagem radial, submetido a uma compressão radial ao longo de seu contorno.

A solução desse problema foi obtida por JOSSELIN DE JONG E OUTROS (1966). Esta solução é de importância prática para se verificar o adensamento de uma amostra triaxial com filtro lateral sem deformação vertical.

O segundo problema analisado é o caso do adensamento, sob deformação plana, de um bloco ou amostra retangular. A amostra tem drenagem horizontal no plano considerado e a carga

é aplicada, perpendicularmente a direção de drenagem, por uma placa rígida ou flexível. Este problema foi resolvido, teoricamente, por MANDEL (1953). Tem importância prática para a análise do adensamento de uma amostra submetida a um estado de deformação plana, em um ensaio "Plane Strain" desenvolvido no M.I.T. por DICKEY (1967) e RIXNER (1968). O cálculo deste problema foi efetuado por RIXNER (1968) utilizando o programa CONSOL.

Ambos os problemas são bi-dimensionais porque permitem deformações em duas direções.

A equação da difusão modificada não leva em conta a variação de tensão total mas mostra um novo coeficiente de adensamento - Coeficiente bi-dimensional (C_{v2}).

$$C_{v2} = \frac{k}{\gamma_w} \frac{\bar{E}}{2(1+\bar{\nu})(1-2\bar{\nu})}$$

o qual é diferente do coeficiente de adensamento de difusão para o caso do adensamento uni-dimensional (C_{v1}).

$$C_{v1} = \frac{k}{\gamma_w} \frac{\bar{E}(1-\bar{\nu})}{2(1+\bar{\nu})(1-2\bar{\nu})}$$

A distribuição média de poro-pressão foi plotada em função do fator tempo bi-dimensional. Para a amostra triaxial o fator tempo é assim definido:

$$T_2 = \frac{C_{v2}t}{R^2}$$

onde,

R - é o raio da amostra.

Para a amostra "Plane Strain" o fator tempo é de finido como:

$$T_2 = \frac{C_{v2}t}{(B/2)^2}$$

onde,

$B/2$ - é a semi-base da amostra plana considerada.

A distribuição de poro-pressão, também, foi plotada versus fator tempo uni-dimensional, porque a solução originalmente obtida foi em função desse fator tempo.

A variação do coeficiente de Poisson e do módulo de elasticidade de forma a manter o valor de C_{v1} constante, afetou o comportamento de pressão neutra para o caso uni-dimensional. Porém, no caso bi-dimensional, esse procedimento provocou distorção. No caso da amostra triaxial o problema foi testado com a solução teórica.

1. Comportamento da pressão neutra e da deformação em um disco carregado e drenado radialmente e sem deformação na terceira dimensão.

Neste problema são comparados os comportamentos de distribuição de pressão versus tempo, no centro do disco carregado, obtidos por dois processos distintos de cálculo. Um comportamento foi obtido pelo programa CONSOL e o outro por meio da solução numérica da equação teórica proposta.

Valores de poro-pressão maiores que o inicialmente aplicado, chamados OVERSHOOTS, são observados em diversos pontos, durante os primeiros incrementos de tempo. Esses "overshoots" podem ser explicados a partir da distribuição de pressão efetiva e dos deslocamentos, num dado tempo T . Por exemplo $T=0,05$.

Neste tempo a pressão efetiva em um anel circular externo de solo é maior que a atuante no centro do disco. Assim, ter-se-á mais compressão no anel circular externo do que no centro do disco. Como há necessidade de compatibilidade de deformações o anel mais externo comprime os mais internos, acarretando um momento de tensão total na região mais interna do disco. No centro do disco esse acréscimo atinge 24% em relação ao acréscimo inicial; onde apenas 2% é efetiva porque o fluxo não pode ocorrer suficientemente rápido; os outros 22% acrescidos são de pressão neutra.

A curva de dissipação de pressão neutra em função do tempo T é idêntica a curva da percentagem de recalque em função do tempo T.

A distribuição de poro-pressão no centro ou próximo do centro do disco calculada pela teoria da difusão (CARSLAW E JAEGER (1954)) é idêntica a calculada pela teoria do adensamento para $\bar{v}=0,499$. Este fato significa que a variação média das tensões totais são negligenciáveis quando \bar{v} se aproxima de 0,5.

A distribuição de poro-pressão calculada pela teoria do adensamento com $\bar{v}=0,00$ dá valores idênticos a fornecida pela eq. da difusão para valores grandes de tempo e se plotada em função do fator tempo bi-dimensional, o usado neste exemplo.

Observou-se que os "overshoots" são menores para maiores valores do coeficiente de Poisson e ocorrem para valores de tempo baixos.

A curva de dissipação média de poro-pressão versus fator tempo mostrou-se idêntica a curva de percentagem de recalque que não só para cada particular coeficiente de Poisson, como para todos.

Comparação do resultado obtido pelo CONSOL com resultados experimentais mostrou boa concordância (CHRISTIAN e

BOEHMER - 1969). O resultado experimental foi obtido pelo ensaio de adensamento triaxial - O ensaio foi feito de forma que o topo da amostra não se movimentasse durante o processo de adensamento, nem após a aplicação da carga. Essa comparação foi feita obrigando que o fator tempo correspondente a 90% de adensamento coincidisse nos dois métodos.

Ainda foi feita a comparação da curva grau de dissipação média de poro-pressão versus fator tempo do caso bi-dimensional com o caso uni-dimensional. O valor de C_v usado foi C_{v1} . Para determinação do fator tempo considerou-se válida a relação $H/2 = R$.

Para esta condição o adensamento radial (bi-dimensional) sofre um retardo nos primeiros tempos mas mostra-se mais rápida em tempos subsequentes.

2. Comportamento da distribuição da poro-pressão no ensaio "Plane Strain".

O presente problema de MANDEL (para o estado plano de deformações) não pode ser produzido pelo CONSOL porque este só permitia, então, o uso de carregamento flexível. Assim RIXNER (1968) ao abordar o problema utilizou o programa CONSOL (com carregamento flexível) esperava obter um resultado diferente do indicado por MANDEL (com carregamento rígido). No caso de MANDEL a poro-pressão não varia com a coordenada vertical, pois, trata-se de um carregamento rígido. O resultado obtido pelo CONSOL oferece uma distribuição de poro-pressão que depende, também, da coordenada vertical. Assim, RIXNER, comparando a distribuição de pressão em um plano horizontal passando pelo ponto médio do corpo de prova com o resultado de MANDEL, obteve boa con

cordância entre os dois métodos.

Comparação deste problema com o caso uni-dimensional, forneceu bom resultado no que diz respeito ao comportamento de poro-pressão, para grandes valores de tempo. O valor C_v utilizado foi o do caso bi-dimensional.

Conclusões do caso bi-dimensional com fronteira finita

- 1) A solução fornecida pelo CONSOL para o caso de fronteira finita e com permeabilidade isotrópica concorda bem com as soluções exatas.
- 2) Mesmo com quatro ou cinco camadas de elementos os resultados obtidos pelo CONSOL concordam bem com o teórico.
- 3) A solução do adensamento em relação a poro-pressão pode ser obtida com boa aproximação pela equação da difusão, desde que o coeficiente de adensamento usado seja o bi-dimensional. Essa afirmativa é verdadeira independente do tipo de problema. Vale tanto para o caso da amostra triaxial como para o caso da amostra "Plane Strain". A concordância é excelente para grandes tempos. A diferença existente para pequenos tempos é devido a variação da tensão total, a qual provoca um aumento anormal de pressão neutra, chamado efeito MANDEL-CRYER. MANDEL observou esse fenômeno para problema de deformação plana. Uma explicação em termos de pressão efetiva e deformação foi dada para a amostra triaxial. O efeito MANDEL-CRYER é mais intenso para o coeficiente de Poisson nulo ($\bar{\nu} = 0$). Quando o coeficiente de Poisson tende para 0,5 a solução da equação do adensamento coincide praticamente com a equação da difusão.
- 4) A percentagem de dissipação de poro-pressão é idêntica à percentagem de recalque (ou deformação) para a amostra triaxial,

desde que a poro-pressão média seja tomada em relação a área do disco ao invés de ser tomada em relação ao raio da amostra. Este fato não foi investigado para o caso "Plane Strain".

- 5) A percentagem de recalque é idêntica à percentagem de dissipação de poro-pressão independentemente do coeficiente de Poisson, desde que a variação independente T seja expressa em função do coeficiente de adensamento bi-dimensional. No caso "Plane Strain" isso não foi investigado.
- 6) Resultados de teste de ensaio triaxial mostraram boa concordância com o processo de adensamento linear, desde que no ensaio de laboratório não haja deslocamento nem do topo e nem da base, durante e após a aplicação da carga.

D. PROBLEMAS BI-DIMENSIONAIS COM CONDIÇÃO DE FRONTEIRA SEMI-INFINITA

Com o intuito de testar a aplicabilidade do programa CONSOL em problemas bi-dimensionais com fronteira semi-infinita, escolheu-se o problema da carga corrida aplicada em uma largura $2a$. A solução deste problema foi apresentada por SCHIFFMAN E OUTROS (1969). Ele resolveu o problema analiticamente em termos de transformada de LAPLACE e de FOURIER e avaliou o resultado numericamente.

CHRISTIAN submeteu a mesma rede de elementos finitos a carregamentos com largura $2a$ variáveis.

O mesmo fenômeno "overshoot" que ocorreu no teste bidimensional com fronteira finita ocorreu aqui. O valor do sobreacréscimo de pressão neutra obtido pelo CONSOL não concordou bem com o resultado oferecido pela solução teórica de SCHI-

FFMAN. Para menores subdivisões do corpo analisado provocou valores maiores para a pressão neutra.

CHRISTIAN verificou que parte do sobre-acrêscimo (overshoot) de poro-pressão é devido ao efeito de espraiamento.

Observou esse fato tanto na direção vertical como na horizontal.

Parte do sobre-acrêscimo de poro-pressão, entretanto, provém da redistribuição de pressão total como mostrou SCHIFFMAN e outros em 1969.

CONCLUSÕES

- 1) Os valores da poro-pressão para os primeiros estágios de tempo de adensamento concordam razoavelmente com a solução teórica de SCHIFFMAN. Para maiores estágios de tempo a concordância é muito boa.
- 2) A localização da fronteira de deformação e a quantidade de subdivisões sob carga afetou mais o comportamento de poro-presão nos primeiros tempos do que nos tempos subsequentes. É conveniente utilizar uma maior rede de elementos.
- 3) O sobre-excesso de pressão neutra (overshoot) é parcialmente devido a redistribuição de tensão total e parcialmente devido ao espraiamento da poro-pressão.

D. ETAPAS DE TEMPO

Foi necessário desenvolver um critério para determinar um valor para o acrêscimo de tempo que minimizasse o uso do computador e evitasse a instabilidade numérica. Empiricamente foi determinado que o acrêscimo de tempo necessário a atender

as duas condições acrescia com o quadrado da altura e com o inverso do produto do módulo de YOUNG pela permeabilidade.

A equação correlacionando as duas grandezas pode assim ser expressa:

$$\Delta t = \frac{F(\bar{\nu})}{E} \left(\frac{\gamma_w}{k}\right) (h_{\text{elemento}})^2 \times \text{fator de proporcionalidade.}$$

Observou-se, também, que uma expressão similar ao fator tempo podia ser usada para definir Δt . Assim, um valor de C_v substituiu a expressão $F(\bar{\nu})$. Tomou-se $F(\bar{\nu}) = C_{v3} = 3(1-2\bar{\nu})$.

Um fator de proporcionalidade igual a 0,05 proporcionou um limite para o acréscimo de tempo assegurar um cálculo estável.

Portanto, pode-se escrever:

$$\Delta t = 0,05 \frac{[h_{\text{elemento mínimo}}]^2}{C_{v3}}, \text{ para toda série de problemas tes}$$

tados.

Para um valor de $\bar{\nu} = 0.0$, o fator de proporcionalidade adequado ao problema de TERZAGHI é 0,2 mas, acresce para 0,8 quando o coeficiente de Poisson assume o valor $\bar{\nu} = 0,5$. Elementos de forma mais distorcida podem necessitar um acréscimo de tempo estável menor. Este fato não foi objetivamente investigad.

CAPÍTULO V

ADENSAMENTO UNI-DIMENSIONAL DE SOLO HETEROGÊNEO

A. INTRODUÇÃO

Este capítulo analisa o problema do adensamento uni-dimensional elasto-linear para material heterogêneo e isotrópico.

Dentro desse espírito foram analisados dois problemas. O primeiro problema considera a heterogeneidade do material através o Módulo de Elasticidade (\bar{E}). Como o valor de C_v é calculado a partir dos valores do módulo de elasticidade, do coeficiente de Poisson e da permeabilidade, podemos dizer que o material é heterogêneo em relação a C_v através \bar{E} .

A variação de \bar{E} com a profundidade, e portanto de C_v foi considerada linear. Foi escolhida uma variação linear para o módulo de elasticidade porque tal variação representa satisfatoriamente muitas condições de campo. (London Clay, SKEMPTON e HENKEL, 1957; Argila da Baixada Fluminense, COLLET, 1976).

Procedeu-se, assim, a um estudo paramétrico para diversas variações de \bar{E} , analisando, particularmente, cada tipo de fronteira uni-direcional. O conjunto das variações de \bar{E} bem como as condições de carregamento e drenagem é apresentado nas figuras (V.1a), (V.1b) e (V.1c).

O outro problema analisado é aquele em que considera uma variação linear crescente de \bar{E} e uma variação linear de crescente de k de modo que C_v , calculado a partir de \bar{E} , k e \bar{v}

permaneça constante ao longo de toda profundidade. A Fig. (V.17) apresenta as condições de carregamento, de drenagem e do solo empregado.

Este estudo visa investigar se o comportamento de poro-pressão, e de recalque podem ser realmente comandado por um único parâmetro do solo, ou se devem ser considerados independentemente um do outro.

B. TESTE EM PROBLEMA UNI-DIMENSIONAL

Foram testados dois problemas com material heterogêneo.

Procedeu-se um estudo paramétrico da seguinte maneira: sob carregamento constante foram feitos variar os parâmetros elásticos do material de diversas formas. Tanto a condição de carregamento como a dos parâmetros elásticos são apresentados nas Figuras (V.1a), (V.1b), (V.1c). A figura (V.1a) mostra os parâmetros característicos de um problema analisado. A drenagem foi estipulada em apenas uma direção com 1 e/ou 2 fronteiras drenantes. O material foi considerado heterogêneo em C_v . A heterogeneidade do C_v foi estabelecida em função do módulo de elasticidade efetivo (\bar{E}). Este problema tem como módulo de elasticidade inicial o valor 30 Kg/cm^2 .

A Figura (V.1b), apresenta condições semelhantes as da Figura (V.1a), apenas que naquela o módulo de elasticidade inicial vale 5 Kg/cm^2 .

A Figura (V.1c) também é semelhante as demais, somente com módulo de elasticidade inicial (\bar{E}) igual a 2 Kg/cm^2 .

A influência da variação do coeficiente de compres

sibilidade volumétrica concomitantemente com a variação da permeabilidade isotrópica de forma a manter C_v sempre constante, pode ser analisada neste trabalho. A Figura (V.17), mostra as variações dos parâmetros empregados neste estudo. O valor de m_v foi alterado por meio da alteração do módulo de elasticidade. Tanto a variação do coeficiente de compressibilidade volumétrica como de permeabilidade foram supostas lineares como uma função da profundidade ou do nível de tensões iniciais. Não se considerou variação alguma dos parâmetros do material com o tempo durante o processo de adensamento.

A condição de fronteira foi uni-direcional e o número de faces drenantes pode ser uma ou duas.

A solução do problema da difusão de TERZAGHI, foi obtida diretamente da publicação SOIL MECHANICS de LAMBE e WHITMAN, 1969. A solução dos problemas com material heterogêneo foram obtidas a partir da solução de SCHIFFMAN e GIBSON, 1964.

Como já se disse, a variação do coeficiente de compressibilidade volumétrica, através de \bar{E} , é função somente do estado de tensões iniciais e não função do estado de tensões atuante em dado tempo t . Isto é, o valor de \bar{E} não varia no decorrer do processo de adensamento o que garante uma análise baseada em comportamento elasto-linear. Os parâmetros elásticos, permanecem constantes durante todo o processo de adensamento e portanto durante o processo de transmissão de pressão. Assim, para efeito de comparação do comportamento de recalque com o comportamento de poro-pressão, o sistema funciona como se homogêneo fosse.

A Figura (V.2) mostra a rede de elementos finitos utilizada para a análise dos problemas abordados neste capítulo.

tulo.

O grau médio de poro-pressão é dado em função do fator tempo, expresso nos seguintes termos:

$$T = \frac{C_{vm} t}{H^2}$$

onde:

C_{vm} - coeficiente de adensamento médio da camada

H - caminho de drenagem

t - tempo real.

O comportamento de recalque e de poro-pressão é apresentado para cada condição de drenagem: drenagem dupla, drenagem topo e drenagem base.

- Problema uni-dimensional com coeficiente de adensamento crescente, através do módulo de elasticidade, com a profundidade

As Figuras (V.1a), (V.1b) e (V.1c) mostram os parâmetros do material e as condições de fronteiras consideradas neste problema. A relação entre o coeficiente de adensamento da base para o topo varia entre 1 e 14. A relação igual a 1 representa um material homogêneo. As demais relações representam material heterogêneo. A permeabilidade e o coeficiente de Poisson são constantes. O solo considerado é isótropo.

O valor de \bar{E} e $\bar{\nu}$ são obtidos do ensaio triaxial drenado.

O carregamento infinito foi de 1 Kg/cm². A drenagem foi permitida somente em uma direção podendo ter uma ou duas faces drenantes.

Uma comparação entre o comportamento de poro-pressão de um solo homogêneo para um heterogêneo foi analisado. Essa análise pode ser feita através das seguintes figuras:

Figura (V.3) - Isócronas para $\bar{U} = 50\%$ drenagem dupla. Nesta figura também aparece a isócrona obtida pelo Método das Diferenças Finitas, para solo com características semelhantes aos analisados por nós. (SHIFFMAN e GIBSON, 1964).

Figura (V.4) - Comparação entre a percentagem de recalque entre material homogêneo e heterogêneo. A relação entre o módulo de elasticidade da base para o topo é 7. A drenagem é feita em duas faces.

Figura (V.5) - Características das isócronas do material heterogêneo em C_v , através \bar{E} . A relação entre o módulo de elasticidade da base para o topo é 7. A drenagem é dupla.

Figura (V.6) - Comportamento de recalque para material homogêneo e heterogêneo. A relação entre o módulo de elasticidade da base para o topo varia de 1 a 7. O material é homogêneo quando essa relação vale 1 e heterogêneo para as demais relações. A drenagem é dupla.

Figura (V.7) - Variação média de poro-pressão de um material homogêneo para um heterogêneo. A relação entre os módulos de elasticidade da base e o do topo varia de 2 a 7. A drenagem é dupla.

Figura (V.8) - Relação entre os fatores tempos do material heterogêneo e homogêneo. A relação entre os módulos de

elasticidade varia de 2 a 7. A drenagem é dupla.

Figura (V.9) - Isócronas de material homogêneo e heterogêneo. A relação entre os módulos de elasticidade é 14. Drenagem topo.

Figura (V.10)- Comportamento de recalque de material homogêneo e heterogêneo. A relação entre os módulos de elasticidade varia de 1 a 14. Drenagem topo.

Figura (V.11)- Variação média de poro-pressão de um material homogêneo para um heterogêneo. A relação entre o módulo de elasticidade da base para o topo varia de 2 a 14. Drenagem topo.

Figura (V.12)- Relação entre os fatores tempos do material heterogêneo e homogêneo. A relação entre os módulos de elasticidade da base para o topo varia de 2 a 14. Drenagem topo.

Figura (V.13)- Idem a figura (V.9), exceto que esta é com drenagem base.

Figura (V.14)- Idem a figura (V.10), exceto que esta é com drenagem base.

Figura (V.15)- Idem a figura (V.11), exceto que esta é com drenagem base.

Figura (V.16)- Idem a figura (V.12), exceto que esta é com drenagem base.

Um outro problema analisado neste trabalho considera o material heterogêneo em relação ao módulo de elasticidade e à permeabilidade e homogêneo em relação ao coeficiente de adensamento, calculado em função do módulo de elasticidade e do coe-

ficiente de permeabilidade. Enquanto o módulo de elasticidade aumenta linearmente com a profundidade o coeficiente de permeabilidade diminui. O material é considerado homogêneo em relação ao coeficiente de Poisson. O solo analisado é isotrópico. Os parâmetros \bar{E} e $\bar{\nu}$ podem ser obtidos através do ensaio triaxial drenado.

A Figura (V.17) apresenta as condições de carregamento e de drenagem, bem como, os parâmetros do solo empregados. O carregamento é infinito e com uma pressão uniforme de 1 Kg/cm^2 . A drenagem é permitida somente em uma direção, podendo haver uma ou duas faces drenantes. O módulo de elasticidade assume valores de 4.0 Kg/cm^2 a 45.0 Kg/cm^2 junto à superfície, e, junto à base, assume respectivamente, os valores de 86.0 Kg/cm^2 a 45.0 Kg/cm^2 .

A permeabilidade assume, junto à superfície, valores de $0,47 \times 10^{-7} \text{ cm/seg}$ a $0,89 \times 10^{-7} \text{ cm/seg}$ e junto à base, respectivamente, valores de $1 \times 10^{-6} \text{ cm/seg}$ a $8,89 \times 10^{-7} \text{ cm/seg}$.

As demais figuras seguintes, deste capítulo, são relativas ao resultado da análise deste problema. A seguir passamos a descrever cada uma delas.

Figura (V.18) - Isócronas para solo homogêneo e heterogêneo, para $\bar{U} = 50\%$. O comportamento de poro-pressão do material heterogêneo foi obtido pelo CONSOL e pelo Método das Diferenças Finitas. A relação $\bar{E}_f/\bar{E}_o = k_o/k_f$ foi igual a 8. Drenagem dupla.

Figura (V.19) - Características das isócronas do material heterogêneo em \bar{E} e k e homogêneo em C_v . A relação $\bar{E}_f/\bar{E}_o = k_f/k_o$ foi considerada igual a 8. Drenagem dupla.

- Figura (V.20) - Comportamento de recalque para material homogêneo em C_v e heterogêneo em \bar{E} e k . A relação $\bar{E}_f/\bar{E}_o = k_o/k_f$ foi considerada igual a 8. Drenagem dupla.
- Figura (V.21) - Variação média de poro-pressão de um material homogêneo em C_v e heterogêneo em \bar{E} e k em relação ao material homogêneo. A relação $\bar{E}_f/\bar{E}_o = k_o/k_f$ variou entre 2 a 21,5. Drenagem dupla.
- Figura (V.22) - Relação entre os fatores tempos do material heterogêneo e homogêneo. A relação $\bar{E}_f/\bar{E}_o = k_o/k_f$ variou de 2,0 a 21,5. Drenagem dupla.
- Figura (V.23) - Características das isócronas do material heterogêneo em \bar{E} e k e homogêneo em C_v . A relação $\bar{E}_f/\bar{E}_o = k_o/k_f$ assumiu o valor 21,5. Drenagem topo.
- Figura (V.24) - Comportamento de recalque de um material heterogêneo em \bar{E} e k e homogêneo em C_v . Também é apresentado o comportamento de um material homogêneo. A relação $\bar{E}_f/\bar{E}_o = k_o/k_f$ varia de 2,0 a 21,5. Drenagem topo.
- Figura (V.25) - Variação média de poro-pressão de um material heterogêneo em \bar{E} e k e homogêneo em C_v em relação a um material homogêneo. A relação $\bar{E}_f/\bar{E}_o = k_o/k_f$ varia de 2,0 a 21,5. Drenagem topo.
- Figura (V.26) - Relação entre fatores tempos de um material heterogêneo em \bar{E} e k e homogêneo em C_v e um material homogêneo. A relação $\bar{E}_f/\bar{E}_o = k_o/k_f$ varia de 2,0 a 21,5. Drenagem topo.

Figura (V.27) - Idem a figura (V.23), exceto que esta é com drenagem base.

Figura (V.28) - Idem a figura (V.24), exceto que esta é com drenagem base.

Figura (V.29) - Idem a figura (V.25), exceto que esta é com drenagem base.

Figura (V.30) - Idem a figura (V.26), exceto que esta é com drenagem base.

1. Solução do problema uni-dimensional com coeficiente de adensamento crescente com a profundidade, através do módulo de elasticidade.

- Drenagem dupla

A Figura (V.3) representa o comportamento de dissipação de poro-pressão de um solo isotrópico e heterogêneo em C_v . A variação de C_v foi determinada a partir da variação crescente de \bar{E} com a profundidade. O cálculo desse problema foi fornecido pelo Método dos Elementos Finitos (programa CONSOL) e pelo método teórico proposto por SCHIFFMAN e GIBSON, 1964. Este caso analisado apresenta uma relação entre o módulo de elasticidade da base e do topo igual a 7.

As curvas representadas foram para uma percentagem média de dissipação de 50%.

O Método dos Elementos Finitos assumiu uma variação linear de \bar{E} com a profundidade enquanto que a solução por Diferenças Finitas considerou uma variação polinomial crescente para \bar{E} e uma variação linear crescente para C_v , independentemente da variação de \bar{E} . Ambos os métodos mantiveram as permea

bilidades constantes.

Observa-se que as duas soluções deram concordância muito boa entre si. Pelo fato do grau de dissipação médio de poro-pressão não ser muito sensível a m_v e sim a C_v , conclusão de SCHIFFMAN e, ainda, como C_v em ambas soluções, tem a mesma variação, consideramos que os dois métodos dão soluções igualmente eficazes.

Nessa figura é apresentada, também, a curva de TERZAGHI correspondente a mesma percentagem média de poro-pressão de 50%. As curvas traçadas pelos outros dois métodos têm o mesmo formato que esta mas diferem quanto a posição da tangente vertical. Essa diferença depende da relação \bar{E}_f/\bar{E}_o e do fator tempo T.

O comportamento médio de dissipação de poro-pressão praticamente não difere do comportamento de recalque (diferença na quarta casa decimal), para o método dos Elementos Finitos.

A Figura (V.4) representa o comportamento médio de dissipação de poro-pressão determinado tanto pelo método dos Elementos Finitos como pela teoria de TERZAGHI. A curva, correspondente ao material heterogêneo, é para uma relação $\bar{E}_f/\bar{E}_o = 7$.

Uma análise dessa figura mostra que tanto há uma aceleração como uma desaceleração na dissipação de poro-pressão quando o material passa de homogêneo para heterogêneo. A aceleração ocorre para fatores tempos baixos e a desaceleração para fatores tempos maiores. Para o caso a aceleração ocorre até um fator tempo de aproximadamente 0,05 e a desaceleração para fatores tempos maiores. Essa aceleração e desaceleração na dissipação de poro-pressão provavelmente se deve a: A resposta do solo à dissipação de poro-pressão fica a cargo igualmente das duas

meias camadas. Nos primeiros estágios do adensamento a camada com coeficiente de adensamento maior contribui mais a dissipação (uma vez que o gradiente hidráulico é o mesmo para as duas primeiras camadas); enquanto que a camada com coeficiente de densamento menor contribui menos. Somando os dois efeitos pode haver uma aceleração nos primeiros tempos e uma desaceleração em tempos maiores. Entretanto os efeitos para outras relações \bar{E}_f/\bar{E}_o e ou outra condição de drenagem podem não ser os mesmos.

O fator tempo aqui é definido como:

$$T = \frac{C_{vm} t}{H^2}$$

onde,

C_{vm} - coeficiente de adensamento médio da camada

H - caminho de drenagem

t - tempo.

A Figura (V.5) mostra o comportamento da pressão neutra em função do fator tempo T e da profundidade z/H. Este comportamento é para o caso em que o módulo de elasticidade cresce com a profundidade. As curvas se "achatam" devido a heterogeneidade do material.

A influência é maior para tempos intermediários, é menor para tempos muito pequenos e grandes. Tal anomalia em relação a teoria de TERZAGHI, provavelmente, pode ser assim explicada: Um dado acréscimo de deformação provoca uma distribuição média de tensão efetiva maior na meia camada inferior que na meia camada superior, resultando aquele "embarrigamento" na meia camada superior. Devido a esse fato a posição das tangentes verticais já não se encontram numa superfície plana e média da

camada e sim numa superfície no interior da meia camada superior.

A Figura (V.6) fornece o comportamento médio de poro-pressão ou a percentagem de recalque para diversas relações entre o módulo de elasticidade da base e o módulo de elasticidade do topo. Essas relações variam de 1 a 7. A relação igual a 1 representa o material homogêneo. Uma observação detalhada dessa figura mostra que há tanto uma aceleração como uma desaceleração na dissipação de poro-pressão para todas as relações \bar{E}_f/\bar{E}_o . Cada relação \bar{E}_f/\bar{E}_o apresenta, entretanto, um fator tempo onde não há aceleração nem desaceleração. O valor deste fator tempo diminui conforme aumenta a relação \bar{E}_f/\bar{E}_o . O fator tempo considerado é o médio da camada. Essa família é de importância prática para determinarmos tanto o fator tempo para uma dada percentagem de recalque, como a percentagem de recalque para um dado fator tempo, conhecidos os parâmetros do material. Ainda mais objetivamente, podemos obter um parâmetro corretivo de dissipação média de poro-pressão de um material heterogêneo a partir da distribuição média de poro-pressão de um material homogêneo. A Figura (V.7) mostra esse parâmetro corretivo, designado pela letra "C", em função do fator tempo T. Uma análise dessas curvas mostra que para os primeiros tempos o maior erro se dá para a menor relação \bar{E}_f/\bar{E}_o , enquanto que para tempos muito grandes a relação pode se inverter. Entretanto para tempos intermediários não se pode estabelecer uma relação direta ou inversa entre o erro e a relação \bar{E}_f/\bar{E}_o para todo \bar{E}_f/\bar{E}_o . Por exemplo o fator tempo correspondente a 50% de adensamento dá um erro a mais de aproximadamente 5% para a relação $\bar{E}_f/\bar{E}_o = 2$; praticamente nenhum erro para relação $\bar{E}_f/\bar{E}_o = 4$; e um erro a menos de aproximadamente 10% para a relação $\bar{E}_f/\bar{E}_o = 7$.

Assim, para determinarmos o grau médio de dissipa-

pação de poro-pressão para um material heterogêneo basta multiplicarmos o grau médio de dissipação de poro-pressão de material homogêneo, correspondente a um fator tempo calculado com C_v , médio da camada, pelo parâmetro corretivo de poro-pressão C .

Por outro lado, é possível também, obter, mais simplesmente, o fator tempo de um material heterogêneo em função do fator tempo do material homogêneo. A Figura (V.8) fornece a relação entre os fatores tempos do material heterogêneo, designado pela letra "C", em função da pressão neutra ainda não dissipada. Assim, para determinarmos o fator tempo necessário a dissipar uma certa percentagem de poro-pressão em um material heterogêneo, basta multiplicarmos o fator tempo, correspondente a mesma percentagem de poro-pressão para um material homogêneo, pelo parâmetro corretivo de fator tempo C' . O fator tempo do material heterogêneo é obtido em função do coeficiente de adensamento médio da camada. Uma observação dessa figura nos mostrará o seguinte: Para baixas percentagens de dissipação de poro-pressão e erro cometido na avaliação do fator tempo é maior quanto menor for a relação \bar{E}_f/\bar{E}_o . Para as demais relações \bar{E}_f/\bar{E}_o não se pode estabelecer uma relação direta ou inversa destas com erro cometido na avaliação do fator tempo para uma dada dissipação de poro-pressão. Para 80% de dissipação, por exemplo, o erro a menos cometido na avaliação dos fatores tempos são aproximadamente 5%, 10% e 30%, respectivamente às relações \bar{E}_f/\bar{E}_o iguais a 4,2 e 7.

CONCLUSÃO

- 1) A solução para Isócronas por Elementos Finitos concorda bem com a solução teórica de SCHIFFMAN e GIBSON, 1964, mesmo para condições de heterogeneidade ligeiramente diferentes.

- 2) Mesmo com m_v crescente com a profundidade observa-se um comportamento médio de poro-pressão idêntico ao comportamento de recalque. Observa-se que o valor de m_v não varia com o tempo.
- 3) A dissipação é sempre mais rápida na fronteira junto a meia camada onde se tem maior rigidez. A velocidade de dissipação é mais acentuada para tempos distantes dos extremos.
- 4) A variação de C_v por \bar{E} provoca tanto uma aceleração como uma desaceleração na velocidade de recalque dependendo do tempo considerado e da relação \bar{E}_t/\bar{E}_o . Há um tempo para cada relação \bar{E}_f/\bar{E}_o e condição de drenagem em que não ocorre nem aceleração nem desaceleração. O fator tempo é definido como $T = \frac{C_{vm} t}{H^2}$

onde:

C_{vm} - coeficiente de adensamento médio da camada

H - caminho de drenagem

t - tempo.

- 5) Os pontos de gradiente de pressão nula não estão mais numa horizontal e sim numa superfície situada no interior da camada de menor rigidez.
- 6) É possível obter o grau médio de dissipação de poro-pressão para um material heterogêneo em relação a um material homogêneo. Para isso basta multiplicar o valor $\bar{U}(T)$ do material homogêneo pelo parâmetro de poro-pressão C. O erro cometido é tanto para mais como para menos, dependendo da relação \bar{E}_f/\bar{E}_o e do fator tempo considerado. O fator tempo usado tem para C_v o valor correspondente ao médio da camada.
- 7) É possível obter o fator tempo relativo a um material heterogêneo através o fator tempo do material homogêneo. Basta, pa

ra isso, multiplicar o fator tempo do material homogêneo pelo parâmetro corretivo de fator tempo C' . O erro cometido é tanto para mais como para menos, dependendo da relação \bar{E}_f/\bar{E}_o e da dissipação de poro-pressão considerada. O fator tempo obtido tem para C_v o valor correspondente ao médio da camada.

- *Drenagem topo*

Para esta condição de fronteira o problema não tem solução teórica conhecida.

A Figura (V.9) apresenta uma família de curvas mostrando o comportamento de poro-pressão em relação ao fator tempo T e à profundidade relativa z/H , para um material heterogêneo. A relação entre os módulos de elasticidade base/topo é 14. Consta, nessa família, a curva do material homogêneo para $\bar{U}(T) = 50\%$ para comparar com a curva do material heterogêneo, correspondente. Uma observação detalhada dessa figura mostra que a curva do material homogêneo não difere muito da do material heterogêneo, para a mesma percentagem de dissipação de poro-pressão. A razão dessa semelhança já foi exposta na seção anterior quando se analisava a curva correspondente a esta para drenagem dupla. A diferença é mais acentuada para tempos distantes dos extremos.

A Figura (V.10) mostra o comportamento de recalque para material homogêneo e heterogêneo. A relação entre os módulos de elasticidade base/topo varia de 2 a 14. Observando a Figura (V.10) nota-se que para os primeiros tempos há uma desaceleração na velocidade de recalque, enquanto que para tempos maiores há aceleração ou não conforme a relação de heterogeneidade \bar{E}_f/\bar{E}_o . Nos primeiros estágios de tempo a desaceleração é

maior quanto maior for a relação \bar{E}_f/\bar{E}_o . Para maiores tempos a aceleração é maior para menores valores da heterogeneidade \bar{E}_f/\bar{E}_o chegando mesmo não haver aceleração para a relação $\bar{E}_f/\bar{E}_o = 14$, para o intervalo de tempo considerado. (Fator tempo até 1.0).

O comportamento de recalque coincide com o comportamento médio de poro-pressão.

Objetivando facilitar o uso das curvas tempo recalque de um material heterogêneo, as figuras (V.11) e (V.12) foram traçadas. A Figura (V.11) apresenta o parâmetro corretivo de poro-pressão. Através dessa figura podemos obter uma relação entre as percentagens médias de dissipação de poro-pressão do material heterogêneo para o homogêneo. Essa relação permite, conhecida a percentagem média de dissipação de poro-pressão do material homogêneo, determinar a percentagem média de dissipação de poro-pressão para um material heterogêneo. Nos primeiros estágios de tempo o erro cometido é maior tendendo para zero a medida que se atinge maiores fatores tempos. Para baixos fatores tempos o erro cometido na avaliação da dissipação da poro-pressão é maior para maiores relações \bar{E}_f/\bar{E}_o . Para tempos maiores não há uma relação direta ou inversa do erro cometido na avaliação da dissipação da poro-pressão com a relação de heterogeneidade \bar{E}_f/\bar{E}_o . Neste caso, também, o fator tempo usado é o médio da camada.

A Figura (V.12) mostra o parâmetro corretivo do fator tempo. Através desse parâmetro podemos obter o fator tempo do material heterogêneo em função do fator tempo do material homogêneo. Para percentagem de dissipação baixa e intermediárias o erro cometido é maior. Para dissipações de poro-pressão baixas o erro na avaliação do fator tempo é maior para maiores

relações \bar{E}_f/\bar{E}_0 . Para as demais dissipações de poro-pressão não se pode estabelecer uma relação direta ou inversa entre o erro cometido na avaliação do fator tempo e a relação \bar{E}_f/\bar{E}_0 . Para dissipações grandes o erro é menor, tendendo a zero a medida que se atinge 90% de dissipação. O fator tempo obtido considera como valor para C_v como o médio da camada.

CONCLUSÕES

- 1) As isócronas para o caso de C_v crescente através do crescimento de \bar{E} com a profundidade não diferem muito da curva teórica de TERZAGHI. Maior diferença se dá para tempos intermediários.
- 2) Mesmo para m_v crescente com a profundidade observa-se o comportamento médio de poro-pressão praticamente idêntico ao comportamento de recalque. O valor de m_v não varia em função do tempo.
- 3) O crescimento de C_v por \bar{E} provoca tanto uma aceleração como uma desaceleração na velocidade de recalque, dependendo do fator tempo considerado, e da relação de heterogeneidade \bar{E}_f/\bar{E}_0 . O fator tempo considerado é o médio da camada.
- 4) O plano onde ocorre o gradiente de pressão nula coincide com o plano de fronteira impermeável.
- 5) É possível obter o grau médio de dissipação de poro-pressão para um material heterogêneo em função do grau médio de dissipação de um material homogêneo. O erro na avaliação do grau médio de dissipação de poro-pressão tanto pode ser para mais como para menos conforme o fator tempo considerado e a relação de heterogeneidade \bar{E}_f/\bar{E}_0 . O fator tempo considerado usa o va

lor médio de C_v .

6) É possível obter o fator tempo necessário a dissipação de poro-pressão em um material heterogêneo em função do fator tempo necessário a mesma dissipação de poro-pressão em material homogêneo. O erro na avaliação do fator tempo é para mais ou para menos conforme a dissipação média de poro-pressão considerada e a relação de heterogeneidade \bar{E}_f/\bar{E}_o . O fator tempo considerado é o médio da camada.

- Drenagem base

Este caso também não tem solução teórica conhecida. A Figura (V.13), apresenta uma família de isócronas. Entre essas isócronas existe a isócrona correspondente a um material homogêneo para uma percentagem média de adensamento igual a 50%. Essa isócrona foi traçada para comparar o comportamento do material homogêneo com o heterogêneo, para as mesmas percentagens médias de poro-pressão.

Observando a figura nota-se que a isócrona calculada pelo Método dos Elementos Finitos tem uma distribuição média de poro-pressão menor do lado da fronteira drenante e maior do lado da fronteira impermeável. Entretanto, a diferença existente é pequena.

O comportamento de recalque do material homogêneo e do heterogêneo é apresentado na Figura (V.14). Nesta figura nota-se, visivelmente, que tanto há uma aceleração como uma desaceleração na velocidade de recalque do material heterogêneo, em relação a do material homogêneo. Nos primeiros estágios de tempos há uma aceleração enquanto que em tempos maiores há uma

desaceleração. A aceleração como a desaceleração é tanto maior quanto maior for a relação \bar{E}_f/\bar{E}_o . Nota-se, também que há um fator tempo em que não há aceleração nem desaceleração na dissipação de poro-pressão. Este fator tempo depende da relação \bar{E}_f/\bar{E}_o . A curva do grau médio de dissipação de poro-pressão difere da percentagem de adensamento na quarta casa decimal.

O fator tempo empregado utiliza o valor de C_v médio da camada.

Para efeito de cálculo podemos empregar as Figuras (V.15) e (V.16). Essas figuras apresentam os parâmetros corretivos de poro-pressão e de fator tempo. A figura (V.15) apresenta o parâmetro C que multiplicado pelo grau médio de poro-pressão do solo homogêneo fornece o grau médio de adensamento para o material heterogêneo. Note que o erro na avaliação da dissipação de poro-pressão é maior para os primeiros estágios de tempo e menor para estágios de tempos maiores. O erro cresce conforme cresce a relação \bar{E}_f/\bar{E}_o , podendo atingir valores significativos tal como 100%. Para um fator tempo igual a 0,2 o erro é aproximadamente igual a 5%, 10% e 25%, respectivamente, as relações \bar{E}_f/\bar{E}_o iguais a 2,7 e 14. A Figura (V.16) apresenta o parâmetro corretivo de fator tempo C', o qual multiplicado pelo fator tempo do material homogêneo fornece o fator tempo do material heterogêneo, para o mesmo grau médio de dissipação de poro-pressão. O erro cometido na avaliação do fator tempo é tanto maior quanto maior for a relação \bar{E}_f/\bar{E}_o , podendo atingir valores significativos como 200%, para uma relação \bar{E}_f/\bar{E}_o igual a 14 e $\bar{U} = 80\%$.

Em ambas as figuras o C_v considerado é o médio da camada.

CONCLUSÕES

- 1) As isócronas calculadas por Elementos Finitos, para coeficiente de adensamento crescente através do crescimento de \bar{E} com a profundidade, não difere muito do caso do material homogêneo, calculado pela teoria de TERZAGHI.
- 2) O comportamento médio de dissipação de poro-pressão praticamente coincide com o comportamento de recalque. Difere somente na quarta casa decimal.
- 3) Tanto há uma aceleração como uma desaceleração na velocidade de recalque para material heterogêneo quando comparada com a velocidade de recalque do material homogêneo, dependendo do tempo considerado, da relação \bar{E}_f/\bar{E}_o e das condições de drenagem.
- 4) É possível obter o grau médio de dissipação de poro-pressão de um material heterogêneo a partir do grau médio de dissipação de poro-pressão do material homogêneo. Para isso basta multiplicar este pelo parâmetro corretivo de poro-pressão, obtido na figura (V.15). Este parâmetro é mais afetado quando se tem uma drenagem pelo topo do que em outras condições de drenagem. O erro cometido pode ser tal como 100%.
- 5) É possível obter o fator tempo de um material heterogêneo a partir do fator tempo de um material homogêneo. Para isso basta multiplicar este pelo parâmetro corretivo de fator tempo, obtido na Figura (V.16). Também este parâmetro é mais afetado quando se tem uma drenagem pelo topo do que para as outras condições de drenagem. O erro cometido pode ser tal como 200%.

2. Solução do problema uni-dimensional com módulo de elasticidade crescente e coeficiente de permeabilidade decrescente de forma a manter C_v sempre constante com a profundidade.

Este problema foi resolvido para uma série de pares de valores (\bar{E}, k) . Para o par (\bar{E}, k) foram analisadas todas as condições de fronteiras drenante de um problema com drenagem uni-dimensional.

O material foi utilizado heterogêneo em \bar{E} e k (com variação linear respectivamente crescente e decrescente com a profundidade) e homogêneo em relação aos demais parâmetros, inclusive em relação a C_v , calculado a partir de \bar{E} , k e \bar{v} , também considerados isótopos.

A Figura (V.17) apresenta as condições do solo, de carregamento e de drenagem, empregadas.

O carregamento é infinito com um acréscimo de pressão $\Delta\sigma_v = 1 \text{ Kg/cm}^2$.

A drenagem é uni-direcional com 1 ou 2 faces drenantes.

\bar{E} e k sofrem uma variação linear crescente e decrescente, respectivamente com a profundidade. Essa variação é tal que C_v calculado em função de \bar{E} , k e \bar{v} , é constante ao longo de toda profundidade.

- Drenagem dupla

Esta condição de fronteira foi testada para todo par (\bar{E}, k) , cujas variações são expostas na Figura (V.17).

A Figura (V.18) apresenta as isócronas calculadas por três métodos. Todas as isócronas foram traçadas para

uma percentagem média de adensamento de 50%. Uma foi calculada pelo Método dos Elementos Finitos, para as condições descritas acima. Outra calculada pelo Método das Diferenças Finitas para uma variação polinomial de \bar{E} crescente com a profundidade concomitante com uma variação polinomial de k decrescente com profundidade, de forma a manter C_v sempre constante ao longo de toda a profundidade; a terceira calculada pela teoria de TERZAGHI e para as condições impostas por essa teoria.

Observando-se essa figura nota-se não haver diferença marcante entre os dois métodos numéricos. Estas duas soluções afastam-se um pouco da solução de TERZAGHI. As curvas obtidas pelos métodos numéricos experimentam um ligeiro achatamento na meia camada menos rígida e mais permeável.

Os dois solos homogêneo e heterogêneo apresentam fatores tempos não muito diferentes entre si, para a mesma percentagem de poro-pressão, e para a relação entre módulos de elasticidade base/topo igual a relação entre coeficientes de permeabilidade topo/base igual a 8, conforme relata a figura (V.18). Para a solução de TERZAGHI o fator tempo $\bar{U} = 50\%$ vale 0,197 e para o caso dos Elementos Finitos o fator tempo vale 0,140.

A Figura (V:19) apresenta um conjunto de isócronas para a relação módulo de elasticidade base/topo igual a relação coeficiente de permeabilidade topo/base igual a 8. A forma dessas curvas é semelhante a da curva para material homogêneo proposta por TERZAGHI. Há, entretanto, um ligeiro "embarrigamento" na meia camada inferior. Esse fato, provavelmente, se deve ao seguinte fenômeno: Para um dado acréscimo de tempo teremos o mesmo acréscimo de deformação em ambas as meias camadas se a

velocidade de percolação fosse a mesma em ambas meias camadas. Entretanto como a velocidade de percolação na meia camada inferior é menor, o acréscimo de deformação, para o mesmo intervalo de tempo é menor. O primeiro efeito causaria maior distribuição de tensão efetiva na meia camada inferior, desde que a deformação fosse a mesma em ambas meias camadas e o módulo de elasticidade médio fosse maior na meia camada inferior. O segundo efeito causaria menor distribuição de tensão efetiva na meia camada inferior, desde que a menor permeabilidade retarde a distribuição de poro-pressão. Reunindo os dois efeitos nota-se que o efeito da permeabilidade predomina sobre o efeito da deformabilidade.

A superfície proveniente da união dos pontos de gradiente nulo não é mais plana e nem posicionada na meia altura da camada. É uma superfície não plana e situa-se no interior da meia camada inferior.

A Figura (V.20) apresenta o comportamento de recalque para relação $\bar{E}_f/\bar{E}_o = k_o/k_f$ variando de 1 a 21,5. A relação igual a 1 refere-se ao material homogêneo. Uma análise detalhada dessa figura mostra que há uma aceleração na velocidade de recalque quando a relação $\bar{E}_f/\bar{E}_o = k_o/k_f$ cresce a partir de 1. Ou seja, há uma aceleração na velocidade de recalque para solo heterogêneo em \bar{E} e k , mesmo que seja homogêneo em C_v .

Nesta figura também estão traçados o comportamento de poro-pressão e de recalque. Essas curvas são coincidentes, diferem somente na quarta casa decimal.

O comportamento de poro-pressão do material heterogêneo em \bar{E} e k e homogêneo em C_v difere do comportamento do material homogêneo no máximo em 20%. Essa variação cresce com a relação $\bar{E}_f/\bar{E}_o = k_o/k_f$. O fator tempo correspondente a esse máxi

mo vale $T = 0,135$. Essa variação da poro-pressão do material heterogêneo em relação ao homogêneo pode ser apreciada na figura (V.21). Essa figura é de interesse prático para o cálculo da velocidade de recalque do material heterogêneo em função da velocidade de recalque do material homogêneo.

Sob o ponto de vista prático também nos interessa determinar o fator tempo do material heterogêneo em \bar{E} e k em função do fator tempo do material homogêneo. A Figura (V.22) mostra como varia essa relação. Para a variação de \bar{U} entre 20% e 90% a relação entre os fatores tempos dos dois casos praticamente não varia. A relação decresce para relações crescentes de $\bar{E}_f/\bar{E}_o = k_o/k_f$.

CONCLUSÕES

- 1) As isócronas de um material heterogêneo em \bar{E} e k e homogêneo em C_v calculado a partir de \bar{E} , k e \bar{v} tem a forma semelhante a das isócronas de um material homogêneo.
- 2) Os resultados dos cálculos de adensamento para material heterogêneo pelo programa CONSOL concordou bem com a solução pelo Método das Diferenças Finitas. A pequena diferença foi julgada ser devido a diferente lei de variação de \bar{E} e k entre os materiais empregados nos dois métodos descritos.
- 3) O comportamento médio de poro-pressão é praticamente idêntico ao comportamento de recalque mesmo com m_v variando com o estado de tensões iniciais, mas permanecendo constante durante o processo de adensamento.
- 4) A velocidade de recalque é maior quando se proporciona uma variação simultânea de \bar{E} e k de forma a manter C_v constante

do que quando se tem um material homogêneo em relação a todos os parâmetros envolvidos.

- 5) Há uma variação no grau médio de poro-pressão de um material heterogêneo em \bar{E} e k e homogêneo em C_v , em relação ao grau médio de poro-pressão de um material homogêneo. Essa relação é expressa pelo parâmetro C .
- 6) Há uma variação no fator tempo de um material heterogêneo em \bar{E} e k e homogêneo em C_v , em relação ao fator tempo de um material homogêneo. Essa relação é expressa pelo parâmetro C' .

- *Drenagem topo*

A condição de carregamento e do material é apresentada na Figura (V.17).

A Figura (V.23) apresenta um conjunto de isócronas calculadas pelo programa CONSOL para material heterogêneo em \bar{E} e k e homogêneo em C_v , calculado por \bar{E} , k e \bar{v} . O material empregado é isótropo em relação a todos os parâmetros. A isócrona apresentada nesta figura foi para a relação $\bar{E}_f/\bar{E}_o = k_o/k_f = 21,5$. A comparação entre a isócrona do material homogêneo e heterogêneo mostra alguma diferença: Na metade inferior da camada, onde a permeabilidade é menor e o módulo de elasticidade é maior, ocorre um "embarrigamento" na isócrona. Na meia camada superior se dá um "achatamento". Este aspecto mostra que a distribuição de tensão efetiva para material heterogêneo é maior na meia camada superior que na inferior, para um mesmo tempo t .

Os pontos de gradiente de pressão nula situa-se no plano de fronteira drenante.

A velocidade de recalque do material heterogêneo

é maior que a velocidade do material homogêneo. A Figura (V.24) apresenta uma família de curvas tempo versus recalque para relação $\bar{E}_f/\bar{E}_o = k_o/k_f$ variando de 1 a 21,5. A relação igual a 1 representa o material homogêneo.

A Figura (V.25) apresenta a variação de dissipação média de poro-pressão do material homogêneo para o heterogêneo para relação $\bar{E}_f/\bar{E}_o = k_o/k_f$ variando de 1 a 21,5. A relação entre a dissipação média de poro-pressão cresce conforme aumenta a relação de heterogeneidade do material. O fator tempo correspondente a relação $\bar{E}_o/\bar{E}_f = k_o/k_f = 21,5$ é 0,1; enquanto a relação de dissipação média de poro-pressão é 1,4.

A Figura (V.26) apresenta a relação entre o fator tempo do material heterogêneo e homogêneo. Para a dissipação de poro-pressão variando de 20% a 90% essa relação é praticamente constante para cada relação $\bar{E}_f/\bar{E}_o = k_o/k_f$. Na Figura (V.26) essa relação varia de 1 a 21,5. Para esta última relação o parâmetro corretivo de fator mínimo vale 0,4.

CONCLUSÕES

1) A distribuição de poro-pressão do material heterogêneo em \bar{E} e k tem a forma semelhante a do material homogêneo. A distribuição de poro-pressão para o material heterogêneo é sensivelmente maior na meia camada inferior, quando comparada com a distribuição de poro-pressão do material homogêneo.

O gradiente de poro-pressão nulo se dá na fronteira impermeável.

2) O comportamento médio de poro-pressão é praticamente idêntico ao comportamento de recalque para material heterogêneo sub

metido a análise elasto-linear.

- 3) A velocidade de recalque é maior quando o material é heterogêneo do que quando o material é homogêneo. A velocidade de recalque aumenta quando a heterogeneidade aumenta.
- 4) Há uma variação entre o comportamento médio de poro-pressão de um material heterogêneo em \bar{E} e k e homogêneo em C_v e o comportamento de um material homogêneo. A razão entre esses dois comportamentos tem interesse prático e são apresentados na Figura (V.25).
- 5) Há uma variação entre o fator tempo de um material heterogêneo em \bar{E} e k e homogêneo em C_v e o fator tempo de um material homogêneo. Praticamente a relação entre os fatores tempos depende somente da relação $\bar{E}_f/\bar{E}_o = k_o/k_f$, independentemente do grau médio de poro-pressão. O fator tempo do material heterogêneo considera como C_v aquele correspondente ao material do topo da camada.

- Drenagem base

Esta condição de fronteira de fluxo submeteu-se a todos os pares de parâmetros \bar{E} e k propostos na Figura (V.17).

A Figura (V.27) apresenta uma família de isócronas calculadas para material heterogêneo e isotrópico. Apresenta-se, também, uma isócrona de um material homogêneo correspondente a $\bar{U} = 50\%$ para servir de comparação com uma isócrona de um material heterogêneo com a mesma dissipação média de poro-pressão.

Uma análise dessa figura mostra que a curva de poro-pressão do material heterogêneo é semelhante a do material

homogêneo. O fator tempo, correspondente a essa dissipação de po-ro-pressão para o material homogêneo é 0,199 enquanto que para o material heterogêneo o fator tempo é 0,832, isto é, cerca de 4 vezes maior.

A Figura (V.28) apresenta o comportamento de re-calque e/ou de dissipação média de poro-pressão.

Uma análise detalhada dessa figura mostra que a velocidade de recalque é maior quando o material é homogêneo e isotrópico do que quando o material é heterogêneo em \bar{E} e k e isotrópico, desde que o fator tempo seja calculado a partir do C_v médio da camada. A resposta do solo para esta condição de fronteira, mostrou característica peculiar. Todas as condições de fronteira proporcionaram uma aceleração na velocidade de recalque do material heterogêneo, enquanto que esta condição de drenagem, para um material nestas condições apresentou uma desaceleração na velocidade de recalque. Essa desaceleração, provavelmente, se deve a redução da permeabilidade na única fronteira drenante.

A Figura (V.29) mostra a razão entre o comportamento de poro-pressão de um material heterogêneo e um homogêneo. Observa-se os valores do parâmetro corretivo de poro-pressão C são menores que um. O valor mínimo da relação entre as pressões neutras vale 0,53 e se dá para um fator tempo de 0,8, para uma relação $\bar{E}_f/\bar{E}_o = k_o/k_f = 21,5$.

A Figura (V.30) fornece relação entre os fatores tempos de um material heterogêneo e um homogêneo. Para esta condição de fronteira a relação entre os fatores tempos é maior que 1, contrária àquela correspondente a outras condições de fronteira drenante.

Para uma percentagem de poro-pressão variando de 50% a 90% o valor de C' é praticamente constante, para cada relação $\bar{E}_f/\bar{E}_o = k_o/k_f$. Para a relação $\bar{E}_f/\bar{E}_o = k_o/k_f = 8,0$ o valor de C' para um intervalo de poro-pressão entre 50% e 90%, vale aproximadamente 2,8. A influência cresce quando cresce a heterogeneidade.

CONCLUSÕES

- 1) A forma das isócronas para material heterogêneo em \bar{E} e k e homogêneo em C_v é semelhante a do material homogêneo.
- 2) O comportamento médio de poro-pressão é praticamente idêntico ao comportamento de recalque, diferindo apenas na quarta casa decimal.
- 3) Ao contrário do que ocorre para as outras condições de fronteira, a velocidade de recalque diminui quando o material isotrópico passa de homogêneo a heterogêneo em \bar{E} e k .
- 4) Há uma variação entre o comportamento médio de poro-pressão de um material isotrópico heterogêneo em \bar{E} e k e um homogêneo e isotrópico. Ao contrário do que ocorre para outras condições de fronteira o parâmetro corretivo de poro-pressão é menor que um. O valor mínimo varia com a relação $\bar{E}_f/\bar{E}_o = k_o/k_f$; também o fator tempo correspondente a esse mínimo de poro-pressão depende desta relação.
- 5) Há uma variação entre o fator tempo correspondente a um material heterogêneo em \bar{E} e k e homogêneo em C_v e o fator tempo correspondente a um material homogêneo. A razão entre esses fatores tempos pode ser representada em função da poro-pressão e é mostrada na Figura (V.30). Este valor depende da relação

\bar{E}_f/\bar{E}_o e k_o/k_f e \bar{e} aproximadamente constante para um intervalo de poro-pressão entre 50% e 90%.

CONCLUSÃO GERAL

- 1) O comportamento de poro-pressão calculado pelo Método dos Elementos Finitos concorda bem com o calculado pelo Método das Diferenças Finitas, utilizado por SCHIFFMAN e GIBSON, 1964.
- 2) O comportamento de poro-pressão do material heterogêneo é semelhante ao comportamento de poro-pressão do material homogêneo. Quando o módulo de elasticidade cresce linearmente com a profundidade a isócrona mostra um ligeiro "embarrigamento" na meia camada superior e um ligeiro "achatamento" na meia camada inferior, tanto para material homogêneo como heterogêneo em relação a permeabilidade e para todas as condições de drenagem. O fator tempo cresce em relação ao fator tempo do material homogêneo quando o coeficiente de permeabilidade decresce na direção da fronteira drenante mesmo que o valor de C_v permaneça constante. Quando a permeabilidade cresce na direção em que a drenagem se dá, o fator tempo do material heterogêneo é menor que o fator tempo do material homogêneo.

Para um solo homogêneo em relação a k e heterogêneo em relação a \bar{E} , o fator tempo do material heterogêneo quando comparado com o do material homogêneo tanto pode crescer como decrescer, dependendo do estágio de adensamento considerado, para todas as relações de heterogeneidade e condições de drenagem. O efeito, entretanto, é mais acentuado quando se tem uma drenagem pelo topo (região onde \bar{E} é menor) do que para as outras condições de drenagem. Neste caso chega-se a atingir um erro a mais de cerca de 200%.

- 3) O comportamento médio de poro-pressão é praticamente idêntico ao comportamento de recalque desde que o comportamento de deformação do solo seja considerado elasto-linear.
- 4) O comportamento médio de poro-pressão relativo ao problema do adensamento uni-dimensional (deformação em uma única direção) e para carregamento infinito e uniforme não é o mesmo para todas as condições de drenagem. Para este problema há então três comportamentos médio de poro-pressão, um para cada condição de drenagem. Cada condição de drenagem tem uma família de curvas, cada curva refere-se a uma relação de heterogeneidade.
- 5) O fato do coeficiente de adensamento ser constante com a profundidade não implica que haja um comportamento de recalque definido. É preciso saber como se comporta o módulo de elasticidade e o coeficiente de permeabilidade em função da profundidade. O comportamento de recalque é mais sensível a variação de permeabilidade do que a variação do módulo de elasticidade, principalmente quando a permeabilidade diminui na direção em que a drenagem se dá. Pode-se dizer, entretanto, que o comportamento de recalque é mais sensível quando C_v diminui em direção a fronteira em que a drenagem se dá, sendo, porém, mais sensível quando C_v diminui devido a diminuição de k do que de \bar{E} .
- 6) O comportamento médio de poro-pressão ou de recalque para um comportamento de deformação elasto-linear de um solo heterogêneo e isotrópico pode ser expresso em função do comportamento médio de poro-pressão ou de recalque de um solo homogêneo e isotrópico. É preciso estabelecer um certo coeficiente de aden

samento para calcular o fator tempo. Consideramos o fator tempo referente ao coeficiente de adensamento médio da camada.

- 7) O fator tempo de um solo heterogêneo e isotrópico pode ser expresso em função do fator tempo do material homogêneo e isotrópico desde que se selecione um valor de C_v do material heterogêneo para se calcular o fator tempo. No caso utilizamos o C_v médio da camada.
- 8) Os itens 3, 6 e 7 asseguraram que o comportamento de recalque de um material heterogêneo pode ser previsto a partir do comportamento de recalque do material homogêneo, desde que se conheça o grau de heterogeneidade.

CAPÍTULO VI

ENSAIO COM DRENAGEM PARASITA

INTRODUÇÃO

O ensaio de adensamento tipo radial apresenta além da fronteira drenante radial, uma abertura entre a placa de aplicação de carga e o anel do ensaio de adensamento. Essa abertura pode funcionar como fronteira drenante mas até então considerou-se não influir no ensaio. Entretanto observações de laboratório feitas por Coutinho (1976) demonstraram ter, essa abertura, uma certa importância na determinação da permeabilidade horizontal e do C_v , obtidos pelo ensaio radial com drenagem interna.

Este capítulo analisa um problema de adensamento unidirecional com condições de fronteira vertical e/ou horizontal. O caso do ensaio com drenagem horizontal e carregamento vertical tenta simular um ensaio axi-simétrico com condições de drenagem radial e carregamento e deformação vertical: ensaio radial

O caso da condição de fronteira de fluxo vertical tem o intento de simular a abertura entre o anel de adensamento e a placa de aplicação de carga, referentes ao ensaio de adensamento. A este problema associamos a expressão: ensaio parasita.

Assim abordaremos, na primeira seção deste capítulo, o ensaio "parasita" e na segunda seção o ensaio uni-direcional com drenagem horizontal e parasita, ambos em estado de deformação uni-direcional.

O valor do fator tempo foi tomado considerando a

grandeza H como sendo a altura do corpo de prova para o ensaio unidirecional com drenagem horizontal e parasita.

No primeiro caso o valor de C_v foi obtido considerando a permeabilidade vertical, enquanto que para o último caso o valor de C_v foi obtido tanto para a permeabilidade vertical como para a horizontal. Cada caso será especificado quando necessário.

A figura (VI.I) mostra os parâmetros do solo empregados neste estudo.

Para o ensaio "parasita" foram utilizados dois tipos de solos diferenciados entre si por meio de \bar{E} e portanto de C_v . Os demais parâmetros foram considerados homogêneos para este ensaio. Essas duas condições paramétricas foram simuladas para verificar a influência do C_v em relação a abertura de ensaio de adensamento.

Para o ensaio unidirecional com drenagem horizontal e parasita (ensaio onde além de ocorrer a drenagem horizontal no plano do papel, ocorre a parasita) houve vários tipos de solo. A diferença entre um solo e outro foi dada pela permeabilidade horizontal, e portanto pelo coeficiente de adensamento horizontal. A intenção desse procedimento foi obter a influência da abertura para material iso e anisotrópico em relação a permeabilidade.

Simulou-se uma série de ensaios uni-direcionais com drenagem horizontal e parasita, com a abertura da fronteira parasita variando de cerca de 0,1% a 100%. Para cada valor da abertura processou-se outra série de cálculos com relações de permeabilidade vertical para horizontal diferentes.

A. ENSAIO DE ADENSAMENTO TIPO PARASITA

O ensaio real de adensamento incorre numa série de imperfeições devido a dificuldades práticas. O principal erro que se tem considerado até hoje é o atrito provocado pelo contato do solo com o anel metálico que contém a amostra. Esse erro pode ser minimizado tomando-se uma altura pequena em relação a área da amostra. Um outro erro para o qual não se tem dado atenção é o proveniente da abertura existente no ensaio de adensamento com drenagem interna.

Na determinação dos parâmetros de adensamento para o aterro teste a ser executado pelo Instituto de Pesquisas Rodoviária (I.P.R.), Coutinho (1976) encontrou um coeficiente de adensamento horizontal no ensaio oedométrico em torno de cinco vezes maior que o obtido no ensaio de adensamento triaxial. Para explicar essa diferença baseou-se na abertura existente no ensaio oedométrico. Determinou que essa abertura era cerca de 0,5% e executou ensaios somente com drenagem parasita onde verificou que somente essa drenagem era suficiente para causar a diferença entre os ensaios.

Isso vem mostrar que o ensaio oedométrico convencional é ineficiente, por si só, para ser utilizado na execução do ensaio radial com drenagem interna. É preciso proceder uma adaptação ao equipamento. Talvez uma membrana de borracha envolvendo o topo e a base da amostra, possa resolver o problema.

O recente equipamento proposto por John Lowe pode talvez suprimir essa deficiência do ensaio, se adaptado para o ensaio radial com drenagem interna.

Diante dessa afirmativa todas as determinações dos

parâmetros dos solos feitos pelo ensaio de adensamento radial interno, tais como C_{vh} e k_h , po \tilde{e} m-se duvidosas. Seria preciso rever todas as considerações a respeito, as afirmações alegadas, as conclusões chegadas através desse ensaio.

Caberia agora levantar uma s \acute{e} rie de pontos despercebidos e que em p \acute{e} , poderiam causar abalo \tilde{a} s conclusões tidas como definitivas. Assim poder \tilde{i} amos inquerir: estaria correta a rela \tilde{c} ão estabelecida entre as permeabilidades horizontal e vertical, obtidas através do ensaio radial interno? Caso a resposta fosse negativa poder \tilde{i} amos insistir: Qual seria, ent \tilde{a} o, o erro cometido na determina \tilde{c} ão dessa rela \tilde{c} ão por meio do mesmo equipamento?

Da mesma forma considerações pertinentes poder \tilde{i} am ser tecidas a respeito do coeficiente de adensamento radial.

Enfim, uma s \acute{e} rie de d \tilde{u} vidas poder \tilde{i} am ter sido levantadas em rela \tilde{c} ão as conclusões obtidas através do ensaio radial interno.

Quanto as caracter \tilde{i} sticas do material e das condições de carregamento e drenagem, podemos escrever: A mudan \tilde{c} a de C_v foi feita através de \bar{E} . Todos os acr \tilde{e} scimos de press \tilde{a} o foram de 1 Kg/cm^2 .

A Figura (VI.2) mostra a rede de elementos finitos empregada em todos os exemplos abordados neste cap \acute{i} tulo. O n \acute{o} n \acute{o} 6 teve sua abcissa variando conforme a rela \tilde{c} ão $\frac{e}{r}$ variava de 0,25% a 2%. Para que o acr \tilde{e} scimo de tempo n \tilde{a} o provocasse influência ele tamb \tilde{e} m variou com a rela \tilde{c} ão $\frac{e}{r}$, para que se mantivesse um acr \tilde{e} scimo de tempo condizente com a geometria. O fator tempo utilizado, foi assim definido.

$$T = \frac{C_v t}{H^2}$$

onde,

$$C_v = \frac{\bar{E}(1-\bar{\nu})}{(1+\bar{\nu})(1-2\bar{\nu})} \frac{k_v}{\gamma_w}$$

k_v - permeabilidade vertical

\bar{E} - módulo de elasticidade obtido do ensaio drenado

$\bar{\nu}$ - coeficiente de Poisson obtido do ensaio drenado

γ_w - peso específico do fluido intersticial

H - altura do corpo de prova

t - tempo físico.

1. Solução do ensaio:

A Figura (VI.3) mostra um conjunto de curvas representando o comportamento de recalque para diversas relações $\frac{e}{r}$ para um dado valor de k. A diminuição da relação $\frac{e}{r}$, fornece um retardo na dissipação de poro-pressão e portanto de recalque.

Para a variação $0,15\% < \frac{e}{r} > 16\%$ o comportamento de recalque é praticamente o mesmo, diferindo apenas para as relações extremas, na quarta casa decimal.

Assim qualquer que seja a abertura existente no ensaio de adensamento, já que a abertura fornece uma relação $\frac{e}{r} > 0,15\%$, a dissipação de poro-pressão é a mesma fornecida para uma abertura $\frac{e}{r} = 16\%$. Para relações $16\% < \frac{e}{r} < 100\%$ as curvas diferem mais entre si.

Para outro coeficiente de adensamento, modifica-se através do módulo de elasticidade, a dissipação de poro-press

são ou de recalque apresenta o mesmo comportamento descrito acima. Isto quer dizer que o valor de C_v não influencia na dissipação de poro-pressão, mesmo para aberturas pequenas. A Figura (VI.4) apresenta o comportamento de recalque para mesma relação $\frac{e}{r}=0,15\%$ e para diferentes valores de C_v . Os valores de C_v tomados foram $4,4 \times 10^{-4} \text{ cm}^2/\text{seg}$ e $44,5 \times 10^{-4} \text{ cm}^2/\text{seg}$. Observamos que o valor de C_v foi obtido em função dos valores \bar{E} e k .

Po outro lado a dissipação média de poro-pressão, para o mesmo fator tempo de TERZAGHI, é muito mais lenta no ensaio parasita que no ensaio oedométrico padrão. Observe na Figura (VI.4) que a dissipação média de poro-pressão é 40% para um fator tempo igual a 1; enquanto que correspondente a esse fator tempo a dissipação de poro-pressão no ensaio oedométrico é aproximadamente 93%.

A Figura (VI.5) apresenta uma família de curvas sendo a abcissa o fator tempo e a ordenada a relação entre a dissipação de poro-pressão no ensaio parasita e a dissipação de poro-pressão no ensaio oedométrico (\bar{U}). O terceiro parâmetro que caracteriza a família é a relação $\frac{e}{r}\%$.

A relação de \bar{U} contra T apresenta um mínimo para cada relação $\frac{e}{r}\%$. Tanto o valor \bar{U} mínimo como o valor do fator tempo correspondente a esse mínimo variam com a relação $\frac{e}{r}\%$. Quanto menor a relação $\frac{e}{r}\%$ menor é a relação \bar{U} . O valor \bar{U} mínimo minimorum tende a zero quando a relação $\frac{e}{r}\%$ tende a zero. Para uma abertura variando entre os limites $0,15\% < \frac{e}{r}\% < 16\%$ a relação \bar{U} apresenta um valor mínimo igual a 0,3 para um fator tempo correspondente aproximado de 0,15.

Observe que as curvas são praticamente paralelas entre si, para o intervalo de fator tempo analisado e para a re

lação $0,15\% < \frac{e}{r}\% < 50\%$. Note, também, que para $\frac{e}{r} = 100\%$ a curva torna-se a reta \bar{U} igual a 1, a qual não é paralela às demais.

Essas observações nos asseguram que as curvas tempo x recalque para relação $0,15\% < \frac{e}{r}\% < 50\%$ são paralelas entre si, mas não são paralelas à curva tempo versus recalque para relação $\frac{e}{r} = 100\%$.

Essa diferença provavelmente se deve ao aumento do caminho de drenagem.

Para se avaliar o retardo de tempo em relação ao ensaio oedométrico devido a redução da abertura de drenagem foi apresentada a Figura (VI.6). A abcissa dessa figura é representada pela relação $\frac{e}{r}$ e a ordenada pela relação entre o fator tempo do ensaio parasita e o fator tempo do ensaio oedométrico (\bar{T}). Ambos fatores tempos foram calculados em função do mesmo C_v e do mesmo caminho de drenagem. O terceiro parâmetro que caracteriza a família de curvas é a percentagem média de dissipação de poro-pressão relativa ao ensaio oedométrico. São apresentadas as curvas correspondentes a 10% e a 90% de percentagem de adensamento.

Uma análise detalhada dessa figura mostra que o valor \bar{T} pode ser representado por uma função logarítmica de $\frac{e}{r}$, para valores $\frac{e}{r}$ maiores que 16%. Existe, assim, uma família de curvas, uma para cada valor de $\bar{U}\%$. Esta equação pode assim ser representada:

$$\bar{T} = m \log \frac{e}{r} + m-1 \quad e/r > 16\%$$

Para relações $0,15\% < \frac{e}{r} < 16\%$ o valor \bar{T} é praticamente constante, para cada percentagem média de dissipação de poro-pressão. Para este intervalo de abertura da relação \bar{T} varia de

7 a 10 para um valor de \bar{U} variando de 10% a 90%.

O retardo de tempo devido a redução da área drenante, pode ser encarado sob outro aspecto. A Figura (VI.7) apresenta como abcissa a dissipação média de poro-pressão e como ordenada a relação \bar{T} , já definida. Um terceiro parâmetro é a relação $\frac{e}{r}$, a qual justifica a família de curvas apresentada.

Uma observação detalhada da figura deixa transparecer que para $\bar{U} > 50\%$ a relação \bar{T} é praticamente constante para cada relação $\frac{e}{r}$. Por exemplo, para a relação $0,15\% < \frac{e}{r} < 16\%$ o valor de $\bar{T} \approx 7$, para $\bar{U} > 50\%$.

CONCLUSÃO

1. Há um retardo no comportamento de recalque quando a condição de drenagem diminui.
2. O comportamento de recalque é idêntico para as aberturas que se situem no intervalo $0,15\% < \frac{e}{r} < 16\%$, diferem apenas na terceira casa decimal, para relações $\frac{e}{r}$ extremas.
3. Para relações $\frac{e}{r} > 16\%$ os comportamentos de recalque diferem bastante entre si.
4. O comportamento de recalque independe de C_v , para uma dada relação $\frac{e}{r}$, desde que C_v assuma valores diferentes através de \bar{E} , mantendo-se constantes os demais parâmetros.
5. É possível determinar uma relação entre o grau médio de poro-pressão do ensaio parasita e o ensaio oedométrico. Essa relação apresenta um mínimo para cada relação $\frac{e}{r}$. O fator tempo correspondente a esse mínimo também varia com a relação $\frac{e}{r}$.
6. A correlação entre os fatores tempos dos ensaios parasita com

oedométrica (\bar{T}) segue uma lei logarítmica com $\frac{e}{r}$, para $\frac{e}{r} > 16\%$. Essa relação é constante para a relação $0,15 < \frac{e}{r} < 16\%$, para cada dissipação média de poro-pressão.

7. A relação \bar{T} é praticamente constante para $\bar{U} > 50\%$. Para $\frac{e}{r} = 0,15\%$ a 16% o valor de $\bar{T} \approx 7$.

B. ENSAIO DE ADENSAMENTO UNIDIRECIONAL COM DRENAGEM HORIZONTAL E PARASITA

O ensaio parasita com radial é aquele onde além da drenagem radial há a parasita.

Esse tipo de ensaio foi simulado com intuito de verificar o erro existente no ensaio radial e testar, também, a possibilidade de se utilizar o princípio da superposição, isto é, se a análise do ensaio radial com a parasita poderia ser feita pela análise do ensaio radial superposto ao ensaio parasita.

Neste capítulo foi também abordada a influência da abertura $\frac{e}{r}$, na determinação da permeabilidade horizontal. Para isso foi simulado um ensaio radial com parasita para abertura $\frac{e}{r} = 0,15\%$ e um outro radial cuja relação entre as permeabilidades horizontal/vertical assumiram valores como 1, 2, 3 e 5. O ensaio radial cuja relação de anisotropia coincidissem com o ensaio radial com drenagem parasita seria o ensaio equivalente, isto é, o ensaio cuja relação de anisotropia de permeabilidade permitisse a mesma dissipação de poro-pressão que o ensaio radial com a drenagem parasita.

Os solos, normalmente, apresentam anisotropia em relação a permeabilidade. Para verificar a influência da abertura $\frac{e}{r}$ nessa anisotropia, simulou-se uma série de ensaios fazendo

variar a relação de permeabilidade para uma dada relação $\frac{e}{r}$. Assim procedeu-se para valores $\frac{e}{r} = 0,5\%, 2\%, 16\%, 33\%, 50\%, 100\%$.

As relações k_h/k_v , foram iguais a 1, 2, 5, 10.

O fator tempo utilizado foi:

$$T = \frac{C_{vh}t}{r^2}$$

onde,

C_{vh} - coeficiente de adensamento horizontal. Para o cálculo deste coeficiente utiliza-se a compressibilidade vertical e a permeabilidade horizontal.

r - espessura do solo

t - tempo real.

Em certos casos o fator tempo utilizado tem um valor diferente para r . Estes casos serão ditos na ocasião.

Os parâmetros do solo, bem como as condições de fronteira são apresentados na Figura (VI.8).

A rede de elementos finitos pode ser apreciada na Figura (VI.1).

RESULTADOS

Em primeiro lugar apresentou-se o resultado de um ensaio radial sem o efeito tri-dimensional, obtido pelo Método dos Elementos Finitos, na Figura (VI.9). Nessa mesma figura são plotadas duas curvas teóricas do ensaio radial, obtidas diretamente das equações teóricas.

$$\bar{U}_r = U_o \sum_{\alpha_1, \alpha_2, \alpha_3 \dots}^{\alpha=\infty} \frac{4U_1^2(\alpha)}{\alpha^2(n^2-1) n^2 U_o^2(\alpha n) - U_1^2(\alpha)} e^{-4\alpha^2 n^2 T_h}$$

onde,

$$U_1(\alpha) = J_1(\alpha) Y_o(\alpha) - Y_1(\alpha) J_o(\alpha)$$

$$U_o(\alpha n) = J_o(\alpha n) Y_o(\alpha) - Y_o(\alpha n) J_o(\alpha)$$

onde,

J_o e J_1 são funções de Bessel de primeira espécie de zero e primeira ordem, respectivamente, Y_o e Y_1 são funções de Bessel de segunda espécie de zero e primeira ordem, respectivamente. $\alpha_1, \alpha_2, \alpha_3 \dots$ são as raízes que satisfazem a

$$J_1(\alpha n) Y_o(\alpha) - Y_1(\alpha n) J_o(\alpha) = 0; \quad e \quad n = \frac{r_i}{r_d} = \frac{d_i}{d_d}$$

O fator tempo:

$$T_h = \frac{k_h(1+e)t}{a_v \gamma_w d_i^2}$$

onde,

k_h - coeficiente de permeabilidade horizontal

r_i - raio do corpo de prova mais o raio do dreno

d_i - diâmetro do corpo de prova mais o diâmetro do dreno

r_d - raio do dreno

d_d - diâmetro do dreno

As curvas teóricas foram traçadas para $n = 5$ e $n = 10$. Essas curvas foram plotadas, também, para um fator tempo como explicitado no caso sem o efeito tri-dimensional. A re

lação entre esses fatores tempos é:

$$T_t = \frac{1}{4} \left(1 - \frac{1}{n}\right)^2 T_{ps}$$

onde,

T_t - fator tempo do ensaio radial com fluxo bi-dimensional

T_{ps} - fator tempo do ensaio radial com fluxo uni-dimensional

n - $\frac{r_i}{r_d}$, já definidos.

Uma análise minuciosa das curvas mostra que o comportamento tempo x recalque do ensaio radial com fluxo uni-direcional é semelhante ao comportamento de recalque do ensaio radial com fluxo bi-dimensional. Desde que traçadas com o mesmo fator tempo T_{ps} , o comportamento tempo x recalque do ensaio radial com fluxo uni-direcional pode ser obtido a partir do ensaio radial com fluxo bi-dimensional. Note que a curva para $n = 10$ está à direita da curva para $n = 5$, a qual está à direita da curva do ensaio radial com drenagem uni-direcional. Isso nos leva a crer que o ensaio radial com drenagem uni-direcional fornece um comportamento idêntico ao comportamento fornecido pelo ensaio radial com drenagem bi-dimensional para $n \approx 1$.

Observe, também, que a curva do ensaio radial com drenagem uni-direcional e horizontal é idêntica a curva do ensaio de adensamento uni-direcional com drenagem uni-direcional e vertical, desde que o caminho de drenagem utilizado para avaliar o fator tempo seja coerente com a direção e sentido da drenagem. Isso quer dizer que a direção de drenagem uni-direcional não influencia no adensamento uni-direcional (deformação em uma única direção).

Assim, podemos dizer que o ensaio uni-direcional é um caso particular do ensaio radial com fluxo bi-dimensional.

Isto é, o ensaio radial com fluxo bi-dimensional para $n \approx 1$ é aproximadamente igual ao ensaio uni-direcional com drenagem uni-direcional, ou horizontal ou vertical.

A teoria do adensamento radial com drenagem bi-dimensional não é definida para $n = 1$.

Com intento de verificar a validade do princípio da superposição na condição de drenagem em um ensaio de adensamento, foi processado um conjunto de cálculos, da seguinte forma:

1. Calculou-se o ensaio unidirecional com drenagem horizontal.
2. Calculou-se o ensaio parasita para uma relação $\frac{e}{r} = 0,15\%$.
3. Calculou-se o ensaio unidirecional com drenagem horizontal e parasita para uma relação $\frac{e}{r} = 0,15\%$.
4. Superpos-se o resultado obtido nos cálculos dos itens 1 e 2.

A Figura (VI.10) apresenta o resultado desse procedimento em relação ao comportamento de recalque ou de dissipação média do poro-pressão.

Uma detalhada observação dessa figura nos assegura que o princípio da superposição em relação a drenagem de um ensaio de adensamento oedométrico com outro parasita pode ser usado, com precisão suficiente.

Para verificar a influência da abertura ($\frac{e}{r}$) na determinação da permeabilidade horizontal em um ensaio radial interno para um material homogêneo procedeu-se os seguintes cálculos:

- 1) Determinou-se o comportamento de recalque ou de dissipação de poro-pressão de um ensaio uni-direcional com drenagem horizontal e parasita para uma abertura $\frac{e}{r} = 0,15\%$.

2) A seguir determinou-se o comportamento de recalque ou de dissipação de poro-pressão de um ensaio uni-direcional com drenagem horizontal para um material anisotrópico em relação a permeabilidade. Foi calculado para as seguintes relações entre a permeabilidade horizontal/vertical:

$$k_h/k_v = 1, 2, 5, 10.$$

A Figura (VI.11) apresenta o comportamento de recalque para a condição do item 1 e para a condição do item 2, mas, somente para a relação $k_h/k_v = 2$.

O fator tempo utilizado em ambos os casos foi calculado em relação a permeabilidade vertical.

Uma análise da figura nos mostra que o erro cometido na avaliação da permeabilidade horizontal é inferior a 100%.

A Figura (VI.12) apresenta uma família de curvas do comportamento médio de poro-pressão ou de recalque do ensaio radial com ou sem drenagem parasita. O material empregado é homogêneo e isotrópico. A abertura ($\frac{e}{r}\%$) variou de 0% a 100%.

O fator tempo empregado foi calculado em função do coeficiente de adensamento horizontal e do raio da amostra (este raio não engloba o raio do dreno).

Uma análise detalhada da figura nos assegura que há uma aceleração na velocidade de recalque quando a abertura ($\frac{e}{r}\%$) varia de 0% a 100%. Note que para o intervalo fechado $0,15 < \frac{e}{r}\% < 16$ o comportamento médio de poro-pressão é praticamente o mesmo, diferindo apenas na terceira casa decimal, para as relações extremas. Observe, ainda, que para a abertura $\frac{e}{r} = 0,15\%$ e um fator tempo $T=0,197$ a velocidade de recalque atinge quase 50% do

valor que atingirá quando a abertura $\frac{e}{r}\%$ for igual a 100%.

O comportamento médio de poro-pressão não difere do comportamento de recalque, diferindo, apenas, na quarta casa decimal.

As Figuras (VI.13a), (VI.13b) e (VI.13c) apresentam o comportamento médio de poro-pressão ou de recalque de um material homogêneo e anisotrópico em relação a permeabilidade. A relação de anisotropia é definida pela relação permeabilidade horizontal/vertical (k_h/k_v) e vale 2, 5 e 10, respectivamente às Figuras (VI.3a), (VI.3b) e (VI.3c).

A abertura variou de 0,15% a 100%.

O fator tempo foi tomado em relação ao coeficiente de adensamento horizontal e ao raio da amostra.

Uma análise rigorosa dessas figuras mostra que a medida que cresce a anisotropia o comportamento médio de poro-pressão cada vez mais se insensibiliza com a abertura $\frac{e}{r}\%$.

O fato de termos tomado o coeficiente de adensamento horizontal para o cálculo de T, torna aparentemente menor a capacidade de drenagem vertical do solo, a medida que cresce a anisotropia. Isso acontecendo torna a abertura menos eficiente para a dissipação de poro-pressão. A Figura (VI.14) torna essa comparação mais fácil.

Essa figura apresenta o comportamento médio de poro-pressão para uma abertura $\frac{e}{r}\% = 0,15$ e uma relação de anisotropia de permeabilidade de 1, 2, 5 e 10. Aparece, também, nessa figura o comportamento médio de poro-pressão de um material homogêneo e isotrópico com drenagem radial. Observe que a medida que aumenta a relação de anisotropia mais o comportamento de re

calque do material anisotrópico com drenagem parasita se aproxima do comportamento de recalque do material isotrópico sem drenagem parasita. As Figuras (VI.15) e (VI.16) permitem avaliar, numericamente, qual o erro cometido no comportamento de poro-pressão de um material anisotrópico devido a uma abertura $\frac{e}{r} = 0,15$. A Figura (VI.15) fornece como abcissa o fator tempo calculado em função do coeficiente de adensamento horizontal; e como ordenada a relação entre a dissipação média de poro-pressão do ensaio radial com drenagem parasita e a dissipação média de poro-pressão do ensaio radial sem drenagem parasita ($\frac{\bar{U}_{rp}}{\bar{U}_r}$). Um terceiro parâmetro, o qual caracteriza a família de curvas é a relação permeabilidade horizontal/vertical. Esta relação é que caracteriza o grau de anisotropia do material. O grau de anisotropia foi representado pelos números 1 (material isotrópico), 2, 5 e 10.

Note que a medida que cresce a anisotropia as curvas mais se aproximam do valor 1; e a medida que cresce o fator tempo a relação $\frac{U_{rp}}{\bar{U}_r}$ decresce.

Para o intervalo $0.015 < T < 0,9$ um solo com uma relação de anisotropia $k_h/k_v = 10$ e com drenagem parasita provocada pela abertura $\frac{e}{r} = 0,15$ fornece um comportamento de recalque de apenas 5% mais rápido que o comportamento de recalque do material isotrópico sem drenagem parasita.

Isso nos leva a crer que para uma relação $\frac{e}{r} = 0,15$, o crescimento da relação de anisotropia acabará por atingir um ponto em que a abertura $\frac{e}{r}$ causará influência praticamente nula.

Para as demais relações de anisotropia o erro do comportamento de recalque em relação ao comportamento do material

isótropo assim se dá:

- Relação $k_h/k_v = 5$.

Neste caso o erro varia de 20% a 7%, conforme varia o fator tempo de 0,015 a 0,9. O erro médio está em torno de 12%. Para um fator tempo de 0,197 o erro é de 10%.

- Relação $k_h/k_v = 2$

Neste caso o erro varia de 33% a 8% conforme varia o fator tempo de 0,015 a 0,9. O erro médio está em torno de 22%. Para um fator tempo de 0,197 o erro é de 20%.

- Relação $k_h/k_v = 1$ (material isotrópico).

Neste caso o erro varia de 46% a 11% conforme varia o fator tempo de 0,015 a 0,9. O erro médio está em torno de 32%. Para um fator tempo de 0,197 o erro é cerca de 30%.

A Figura (VI.16) apresenta a relação entre o fator do ensaio radial e o fator tempo do ensaio radial com drenagem parasita para uma abertura $\frac{e}{r} = 0,15 \left(\frac{T_r}{T_{rp}} \right)$. As relações de anisotropia são as mesmas empregadas na figura anterior. Note que quando a relação de anisotropia cresce de 1 a 10 mais a relação T_r/T_{rp} se aproxima de 1, isto é, menos veloz se torna a dissipação de poro-pressão. As curvas apresentam pequena concavidade para $\bar{U} = 30\%$ a 35% e pequena convexidade para $\bar{U} = 60\%$, mas são praticamente constantes ao longo da variação \bar{U} de 15% a 90% .

A aceleração na velocidade de recalque do ensaio radial com drenagem parasita em relação a velocidade de recalque do ensaio radial é quantificada aqui como uma relação entre os fatores tempos necessários a dissipar uma dada percentagem de poro-pressão. Assim, o aumento de tempo necessário a dissipar uma dada percentagem de poro-pressão para o ensaio radial será abaixo

apresentada para cada relação de anisotropia.

- Relação $k_h/k_v = 10$.

Neste caso o acréscimo de tempo médio é de apenas 10%, para \bar{U} variando entre 15% a 90%.

- Relação $k_h/k_v = 5$.

Neste caso o acréscimo de tempo médio é de 30%, para \bar{U} variando entre 15% a 90%.

- Relação $k_h/k_v = 2$.

Neste caso o acréscimo de tempo médio é de 55%, para \bar{U} variando entre 15% a 90%.

- Relação $k_h/k_v = 1$.

Neste caso o acréscimo de tempo médio é de 80%, para \bar{U} variando entre 15% a 90%.

A Figura (VI.17) teve o intuito de verificar como varia a dissipação de poro-pressão do ensaio radial com drenagem parasita em relação ao ensaio radial $(\frac{\bar{U}_{rp}}{\bar{U}_r})$ em função do grau de anisotropia e da abertura $\frac{e}{r}\%$. Essa figura apresenta em abcissa o grau de anisotropia, em ordenada a relação \bar{U}_{rp}/\bar{U}_r para um fator tempo $T = 0,197$ e como um terceiro parâmetro a abertura $\frac{e}{r}\%$. O fator tempo empregado foi obtido em relação ao coeficiente de adensamento horizontal.

Uma análise da figura mostra que as curvas tendem para 1 a medida que o grau de anisotropia cresce, para todas as aberturas. Entretanto tende mais rapidamente a 1 para a abertura $\frac{e}{r}\% = 0,15$. Assim, chegará um grau de anisotropia em que uma dada abertura terá influência praticamente nula na dissipação de poro-pressão. Note que para um material isótropo a influ

ência na dissipação pode atingir 35%, quando se tem somente uma abertura de 0,15%.

A Figura (VI.18) apresenta a variação do fator tempo do ensaio unidirecional com drenagem horizontal e parasita em relação ao fator tempo do ensaio unidirecional com drenagem horizontal, para uma dissipação média de poro-pressão $\bar{U}=50\%$. $(\frac{T_{rp}}{T_r})$ em função do grau de anisotropia e da abertura $\frac{e}{r}\%$.

Em abcissa aparece o grau de anisotropia k_h/k_v , em ordenada a relação T_{rp}/T_r e como um terceiro parâmetro a abertura $\frac{e}{r}\%$.

Aqui, também, a relação entre os fatores tempos tende a 1 a medida que cresce a anisotropia para todas as relações $\frac{e}{r}\%$. Entretanto para a abertura $\frac{e}{r}\% = 0,15$ a tendência a 1 é mais rápida.

Note, também, que o fator tempo do ensaio unidirecional com drenagem horizontal e parasita é apenas 53% do fator tempo do ensaio unidirecional com drenagem horizontal, para $\bar{U} = 50\%$ e uma abertura $\frac{e}{r}\% = 0,15$. Isto vem mostrar a grande aceleração na velocidade de recalque devido a existência da abertura $\frac{e}{r}\%$.

Com o intuito de verificar como a abertura $\frac{e}{r}\%$ influencia na dissipação de poro-pressão e no fator tempo apresentou-se a Figura (VI.19).

Essa figura apresenta como abcissa a abertura $\frac{e}{r}\%$, como ordenada a relação \bar{U}_{rp}/\bar{U}_r e como um terceiro parâmetro o grau de anisotropia.

Essa figura mostra que a relação \bar{U}_{rp}/\bar{U}_r não é muito sensível a variação de $\frac{e}{r}$ para $\frac{e}{r} < 16\%$, para todos os graus de anisotropia. Como já vimos que o comportamento de recalque va

ria somente na terceira casa decimal quando a relação $\frac{e}{r}$ varia de 16% a 0,15%, podemos considerar a relação \bar{U}_{rp}/\bar{U}_r ligeiramente de crescente. Isto nos induz a afirmar que quando a abertura tende a zero a relação \bar{U}_{rp}/\bar{U}_r também tende a 1, para cada e para todos os graus de anisotropia. Observe, ainda, que quanto maior o grau de anisotropia mais rapidamente a relação \bar{U}_{rp}/\bar{U}_r tende a 1.

Para relação $\frac{e}{r} > 16\%$ a dissipação de poro-pressão é mais sensível a variação da abertura $\frac{e}{r}$.

CONCLUSÃO GERAL

- 1) O comportamento de recalque do ensaio radial com fluxo uni-direcional é semelhante ao comportamento de recalque do ensaio radial com fluxo bi-dimensional. O ensaio radial com fluxo uni-direcional tem comportamento aproximadamente igual ao ensaio radial com fluxo bi-dimensional, para $n \approx 1$.
- 2) A direção de drenagem uni-direcional não influencia o comportamento de recalque, desde que o fator tempo seja definido em função do coeficiente de adensamento na direção onde ocorre o fluxo, mesmo para material anisotrópico em relação a k .
- 3) O princípio da superposição pode ser aplicado em relação a fronteira drenante. Isto é, duas fronteiras drenantes atuando independentemente causam o mesmo efeito que as mesmas duas trabalhando concomitantemente, mesmo que permitam drenagem não ortogonais entre si.
- 4) O erro cometido na avaliação da permeabilidade horizontal quando se utiliza um ensaio radial com drenagem interna é aproximadamente 100%.

- 5) O erro no comportamento de recalque do ensaio radial com drenagem interna e com drenagem parasita é maior quando se trata de um material isotrópico. Como exemplo podemos afirmar que o comportamento de recalque para uma abertura $\frac{e}{r}\% = 0,15$ é cerca de 30% mais rápido para um material isotrópico e cerca de 5% mais rápido para um material anisotrópico cuja relação de anisotropia $k_h/k_v = 10$.
- 6) A influência da abertura $\frac{e}{r} = 0,15\%$ no comportamento de recalque é a mesma que a influência provocada por uma abertura $\frac{e}{r}\% = 16$. Os maiores acréscimos na velocidade de recalque se dão para os menores valores de $\frac{e}{r}\%$. Um valor de $\frac{e}{r} = 0,15\%$ fornece um acréscimo na dissipação de 53% do acréscimo fornecido por uma abertura $\frac{e}{r} = 100\%$ para uma amostra com as dimensões de um ensaio oedométrico de 2 polegadas e $k_v = k_h$.
- 7) O comportamento de recalque é idêntico ao comportamento médio de poro-pressão para todos os problemas analisados.
- 8) O comportamento adimensional de recalque para ensaio unidirecional com drenagem horizontal e parasita independe do valor de C_v .

CAPÍTULO VII

CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES PARA FUTUROS TRABALHOS

INTRODUÇÃO

Este capítulo será dedicado a comentários adicionais a respeito das conclusões analisando aspectos globais referentes as hipóteses consideradas.

Levantar-se-ão novas linhas de pesquisas a serem abordadas para que se possa atingir não só um melhor entendimento do comportamento de adensamento como testar o programa CONSOL para outras situações além de fornecer subsídios para o cálculo prático de adensamento em solos com um comportamento mais real e submetido a uma condição de fronteira mais condizente com a realidade.

Diante dos resultados anteriormente apresentados a continuidade deste trabalho se torna imprescindível para que se possa conquistar este objetivo.

HETEROGENEIDADE NATURAL DO SOLO

É de conhecimento geral que o coeficiente de compressibilidade (m_v) e a permeabilidade do solo variam com a profundidade de alguma maneira particular.

Em geral k e m_v dependem do estado de tensões iniciais, do incremento de tensão e da história de tensões efetivas do depósito.

Por exemplo, uma camada de argila normalmente aden

sada durante sua história de tensões quando submetida a ressecamento na superfície desenvolverá uma crosta de material relativamente menos compressível e permeável. Entretanto em argilas pré-adensadas, (ou em normalmente adensadas submersas, isto é, sem ressecamento superficial) a camada superior apresenta-se mais compressível e permeável que a profundidades maiores.

Entretanto o coeficiente de adensamento tanto pode variar como pode ser aproximadamente constante com a profundidade (SKEMPTON e HENKEL - 1957).

COMPORTEAMENTO DE RECALQUE

Pelas características das variações de k e m_v infere-se que o comportamento de recalque das argilas pré-adensadas é oposto ao comportamento de recalque das argilas normalmente adensadas, com ressecamento no topo para a mesma condição de fronteira de fluxo.

As argilas normalmente adensadas, com ressecamento no topo por apresentarem uma camada menos compressível e permeável que a média desses valores, junto a fronteira drenante, oferece um comportamento de recalque mais lento que o clássico enquanto que as argilas pré-adensadas, ou normalmente adensadas submersas, isto é sem ressecamento superficial, por apresentarem uma camada mais permeável e compressível, junto a fronteira drenante, oferece um comportamento de recalque mais rápido que o clássico.

O módulo e sentido do desvio da velocidade de recalque do material heterogêneo em relação ao homogêneo dependerá da história de tensões efetivas do depósito medido pelo grau

de heterogeneidade.

Entretanto, na prática, a variação de k e m_v são somente dois fatores entre muitos que influem no comportamento de recalque a partir da teoria uni-dimensional do adensamento.

Outro aspecto a considerar, na prática, como influente na velocidade de recalque é o fluxo lateral devido ao carregamento tri-dimensional e o maior valor da permeabilidade horizontal em depósitos naturais.

Entretanto se observarmos as Figuras (VI.20), (VI.24) e (VI.28) podemos verificar que a diferença entre a curva do material homogêneo e o heterogêneo simulando uma argila pré-adensada é apreciável. Por outro lado é conhecido que o recalque das estruturas assentes sobre as argilas pré-adensadas invariavelmente ocorrem mais rapidamente que o observado pela teoria tradicional (MACDONAL, D. H. e SKEMPTON, A.W., 1965; COOLING, L.F. e GIBSON, R.E., 1955). Este fato tem sido atribuído ao fluxo d'água lateral (efeito tri-dimensional). Embora este seja um fato certamente importante, acredita-se que um efeito de comparável valor pode ser chegado por uma análise uni-direcional analisada com k e m_v decrescentes com a profundidade.

ERRO NO ENSAIO DE ADENSAMENTO COM FLUXO RADIAL INTERNO

O programa CONSOL permite a análise do adensamento "Plane Strain" baseado na teoria de fluxo tri-dimensional com condições de fronteira de fluxo bi-dimensional. Esta restrição imposta à fronteira de fluxo impossibilitou uma análise do ensaio de adensamento com drenagem parasita, desde que este apresenta fronteira de fluxo tri-dimensional.

No caso do ensaio de adensamento com fluxo radial interno as linhas de fluxo tendem a se aproximar entre si a medida que se dirigem para a fronteira drenante, devido a uma redução de área de percolação no sentido do fluxo.

No caso de um paralelepípedo com uma das faces como fronteira drenante não ocorre esse efeito de redução de área que dificulta a percolação. Portanto uma terceira fronteira drenante (drenagem parasita) fornecerá maior influência onde a dificuldade de percolação é maior (ensaio radial) do que onde a dificuldade de percolação é menor (ensaio radial com drenagem uni-direcional).

Em se pensando assim podemos dizer que o erro cometido na determinação dos parâmetros k_h , T_h , \bar{U} devido a drenagem parasita no ensaio radial é pelo menos igual àqueles obtidos na análise uni-direcional apresentado no capítulo VI.

Entretanto, tendo em vista que o ensaio radial com drenagem uni-direcional é aproximadamente igual ao ensaio radial para $n \approx 1$, mas maior que 1, podemos verificar a influência da drenagem parasita no ensaio radial interno convencional para qualquer n . Para isso propomos um Critério Aproximado na seção seguinte.

CRITÉRIO PARA CORREÇÃO DOS ENSAIOS OEDOMÉTRICOS RADIAIS INTERNOS

Esta seção será dedicada a proposição de um Critério Aproximado para Correção dos Parâmetros (C_h, k_h) obtidos a partir do ensaio radial com drenagem interna (no qual é, em geral impossível se impedir a drenagem "parasita" pelo espaço entre o pistão e o corpo de prova). Este critério cresce de impor

tância prática por permitir também a correção de resultados de ensaios executados no passado e não corretamente interpretados pela não consideração da drenagem parasita.

Antes de mais nada torna-se conveniente comparar os resultados obtidos por nós com resultados experimentais de forma proporcionar maior confiança ao eventual usuário deste critério.

COUTINHO (1976), ensaiando amostras de argilas orgânicas da Baixada Fluminense, obteve relação em torno de 10 entre a permeabilidade horizontal (determinada em ensaio oedométrico com drenagem radial interna e $n = 8$) e a permeabilidade vertical (obtida em ensaio convencional de adensamento vertical).

O Critério de Correção que ora indicamos segue os seguintes passos:

$$1) \text{ Determinar } R = \frac{(T_{50})_1}{(T_{50})_n} \frac{(1 - \frac{1}{n})^2}{4}$$

onde:

$(T_{50})_1$ - fator tempo correspondente a 50% de adensamento obtido do ensaio de adensamento vertical convencional.

$(T_{50})_n$ - Fator tempo correspondente a 50% de adensamento obtido do ensaio radial interno convencional, para um dado n .

$n = \frac{r}{r_w}$ - Relação entre o raio da célula de adensamento e o do dreno.

2) Com $\frac{k_h}{k_v}$ obtidos do ensaio radial com drenagem interna, para o mesmo n , entramos na Figura (VI.8) e tiramos a relação $S = \frac{T_{rp}}{T_r}$, para $\frac{e}{r} = 0,15$ (correção da drenagem parasita).

3) Calcule $(k_h)_{\text{corrigido}} = k_h \cdot R \cdot S$.

4) Testar se o número de interações foi suficiente:

a) Se $(k_h)_{\text{corrigido}}$ for aproximadamente igual a k_h , então

$\frac{(k_h)_{\text{corrigido}}}{k_v}$ é a relação de anisotropia real procurada.

b) Se $(k_h)_{\text{corrigido}}$ for diferente de k_h , então calcule

$\frac{(k_h)_{\text{corrigido}}}{k_v}$ e proceda novamente como indicam os itens: 1,

2, 3 até satisfazer a 4a.

Exemplo de Aplicação

Seja a relação $\frac{k_h}{k_v}$ obtida do ensaio radial interno para $n=8$ e uma célula de adensamento com diâmetro de 5.05 cm.

Calcule a relação real de anisotropia de permeabilidade horizontal para vertical para o solo analisado.

A solução deste problema pode ser encontrada seguindo os passos indicados nos itens 1, 2, 3, 4.

Assim:

$$1) R = \frac{0,197}{0,118} 0,19140625 = 0,319551112$$

$$2) S \cong 0,840$$

$$3) (k_h)_{\text{corrigido}} = 10 \times 0,319551112 \times 0,840 = 2,680$$

$$4b) \frac{(k_h)_{\text{corrigido}}}{k_v} = 2,680$$

Voltando ao roteiro:

$$2) S \cong 0,690$$

$$3) (k_h)_{\text{corrigido}} = 10 \times 0,319551112 \times 0,690 = 2,200$$

$$4b) \frac{(k_h)_{\text{corrigido}}}{k_v} = 2,200.$$

Voltando ao roteiro e procedendo mais duas interações encontramos uma relação aproximada de anisotropia de permeabilidade horizontal para vertical igual a 2,110, que é a resposta do problema.

COUTINHO (1976), ensaiando a mesma amostra de argila orgânica da Baixada Fluminense, obteve relação variando de 2,0 a 2,5 entre a permeabilidade horizontal (determinada ou pelo ensaio oedométrico com drenagem radial externa ou pelo ensaio triaxial, ensaios onde a drenagem parasita não existe) e a permeabilidade vertical (obtida em ensaio de adensamento vertical convencional), faixa que inclui o valor corrigido de acordo com o Critério sugerido, para as mesmas condições.

Observamos que tanto os valores obtidos por COU-TINHO como por nós foram referentes a uma geometria condizente.

FUTUROS TRABALHOS

Dentre as novas linhas de pesquisas sobre o assunto, podemos citar:

1. Problemas bi-dimensionais com fronteira finita.

Devem ser executados trabalhos para avaliar o comportamento de deformação e de poro-pressão, primeiro para carregamento rígido e segundo com as propriedades do material variando com sistema de camadas e/ou com a profundidade.

2. Problemas bi-dimensionais com fronteira infinita.

O mesmo feito para o estudo com fronteira finita deve ser feito aqui.

3. Resultados de um desses estudos paramétricos devem ser comparados com medida de campo, especialmente o comportamento de poro-pressão e de recalque.
4. A influência da não linearidade do comportamento tensão x deformação deve ser investigada.
5. A dilatância ou tendência a compressibilidade ou expansibilidade volumétrica implica que a variação de poro-pressão não seja necessariamente igual às tensões volumétricas. A influência da dilatância do material deve ser investigada.
6. A influência da compressibilidade do fluido deve ser investigada para análise de casos onde a existência de bolhas de ar é importante.
7. O programa deve ser melhorado para permitir variação das condições de fronteira.
8. Uma extensão do programa a problemas axi-simétricos será de grande valor teórico e prático.

TABELA I - EQUAÇÕES DA TEORIA DO ADENSAMENTO

(a) Biot

(1) Equações do fluxo transiente

$$(II.1) \frac{\delta e_{\phi}}{\delta t} = \left(\frac{k}{\gamma_w}\right) \nabla^2 u$$

(2) As equações para o comportamento tensão x deformação o princípio da tensão efetiva

$$\sigma_{\phi} = \bar{\sigma}_{\phi} + u$$

Relação tensão x deformação

$$(II.2) \frac{\delta e_{\phi}}{\delta t} = \frac{3(1-2\bar{\nu})}{\bar{E}} \frac{\delta \bar{\sigma}_{\phi}}{\delta t}$$

Equilíbrio

$$\frac{\delta u}{\delta x_i} + \frac{\bar{E}}{2(1+\nu)} \nabla^2 u_i^* +$$

$$+ \frac{\bar{E}}{2(1+\nu)(1-2\nu)} \frac{\delta e_n}{\delta x_i} = 0$$

$$x_i = x, y, z \quad u_i = u, v, w$$

$$e_{ii} = \epsilon_{xx}, \epsilon_{yy}, \epsilon_{zz}$$

e_{ϕ} - variação de volume específica

ϵ_z - deformação vertical específica

k - permeabilidade

u - excesso de poro-pressão

γ_w - peso específico da água

(b) Barron

$$\frac{\partial e_z}{\partial t} = \frac{k_h}{\gamma_w} \left(\frac{\partial^2 u}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial u}{\partial r} \right)$$

$$\sigma_z = \bar{\sigma}_z + u$$

$$\frac{\partial e_z}{\partial t} = m_v \frac{\partial \bar{\sigma}_z}{\partial t}$$

$$\frac{\delta \sigma_z}{\delta z} = 0$$

(c) Terzaghi

$$\frac{\delta e_z}{\delta t} = \left(\frac{k_v}{\gamma_w}\right) \frac{\delta^2 u}{\delta z^2}$$

$$\sigma_z = \bar{\sigma}_z + u$$

$$\frac{\partial e_z}{\partial t} = m_v \frac{\delta \bar{\sigma}_z}{\delta t}$$

$$\frac{\delta \sigma_z}{\delta z} = 0$$

(d) Elemento Finito

$$\frac{1}{\Delta t} (T) = \left| \frac{k_{xx}}{\gamma_w} \quad \frac{k_{yy}}{\gamma_w} \right| \left\{ \begin{array}{l} \frac{\delta^2 H}{\delta x^2} \\ \frac{\delta^2 H}{\delta y^2} \end{array} \right\}$$

(T) representa a deformação volumétrica

(H) representa o excesso de pressão neutra

$$\frac{1}{k_b} (\sigma) = \frac{1}{k_b} (\bar{\sigma}) + (H)$$

$$(\bar{\sigma}) = [D] ((\epsilon) - (\epsilon_o))$$

$$(T) = [K^{1,T}] (u_n^*) + [K^T] (H)$$

$$(P) [K] (u_n^*) + [K^P] (H)$$

t - tempo

x, y, z - variáveis independentes

σ_{ϕ} - tensões octoédricas total

σ - tensões octoédricas efetiva

σ_z - tensão total vertical

$\bar{\sigma}_z$ - tensão efetiva vertical

$\bar{\nu}$ - coeficiente de Poisson

\bar{E} - módulo de elasticidade efetivo

m_v - coeficiente de compressibilidade volumétrica

u_i^* - deslocamentos

e_{ii} - deformações

TABELA I - (CONTINUAÇÃO)

(a) Biot (b) Barron (c) Terzaghi (d) Elemento Finito

(3) Equação do adensamento (combinação da equação de continuidade e deformação e princípio de tensão efetiva)

Tri-dimensional

$$(II.3A) \quad \frac{k}{\gamma_w} \frac{\bar{E}}{3(1-2\nu)} \left(\frac{\delta^2 u}{\delta x^2} + \frac{\delta^2 u}{\delta y^2} + \frac{\delta^2 u}{\delta z^2} \right) =$$

$$= \frac{\delta u}{\delta t} - \frac{\delta \sigma_\phi}{\delta t}$$

Bi-dimensional (Deformação plana)

$$(II.3B) \quad \frac{k}{\gamma_w} \frac{\bar{E}}{2(1+\bar{\nu})(1-2\bar{\nu})} \left(\frac{\delta^2 u}{\delta x^2} + \frac{\delta^2 u}{\delta y^2} \right) =$$

$$= \frac{\delta u}{\delta t} - \frac{\delta \sigma_\phi}{\delta t}$$

Uni-dimensional

$$(II.3C) \quad \frac{k}{\gamma_w} \frac{\bar{E}(1-\bar{\nu})}{(1+\bar{\nu})(1-2\bar{\nu})} \left(\frac{\delta^2 u}{\delta z^2} \right) = \frac{\delta u}{\partial t} - \frac{\delta \sigma_z}{\partial t}$$

$$\frac{k_h}{\gamma_w m_v} \left(\frac{\partial^2 u}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial u}{\partial r} \right) = \frac{\partial u}{\partial t}$$

$$\frac{k}{\gamma_w m_v} \frac{\delta^2 u}{\delta z^2} = \frac{\delta u}{\delta t}$$

$$\left[\frac{k_{xx}}{\gamma_w} \quad \frac{k_{yy}}{\gamma_w} \right] \left\{ \begin{array}{c} \frac{\delta^2 H}{\delta x^2} \\ \frac{\delta^2 H}{\delta y^2} \end{array} \right\} =$$

$$= \left[K^1, T \right] (u_n^*) \frac{1}{\Delta t} +$$

$$+ \left[K^n \right] (H) \frac{1}{\Delta t}$$

TABELA II - AS EQUAÇÕES MAIS IMPORTANTES DA FORMULAÇÃO DO MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS

$$(III.1) \quad dW_i - dW_e = 0$$

$$(III.2a) \quad \int_V \delta\{\epsilon\}^T \{\sigma\} dV = \int_V \delta\{u^*\}^T \{b\} dV + \int_A \delta\{u^*\}^T \{p\} dA + \delta\{u_n^*\}^e, T \{F\}_c^e$$

$$(III.2b) \quad \int_V \delta\{\epsilon\}^T \{\bar{\sigma}\} dV + \int_V \delta\{\epsilon\}^T \{u\} dV = \text{Como acima}$$

$$e_\phi + (\Delta V/V)^* = (\frac{\Delta V}{V})$$

$$(III.2c) \quad - \Delta t \left(\frac{\delta v_x}{\delta x} + \frac{\delta v_y}{\delta y} \right) = (\frac{\Delta V}{V})$$

$$(III.3a) \quad \{\sigma\} = [D] (\{\epsilon\} - \{\epsilon_0\})$$

$$(III.3b) \quad \{\sigma\} = \{\bar{\sigma}\} + \{u\} \quad \{\sigma\} = [\bar{D}] (\{\epsilon\} - \{\epsilon_0\}) + \{u\}$$

$$u/k_w = (\Delta V/V)^*$$

$$(III.3c) \quad V_{xx} = k_{xx} \frac{\delta h}{\delta x}$$

$$V_{xx} = (k_{xx}/\gamma_w) \frac{\delta u}{\delta x}$$

$$e \quad h = (u/\gamma_w) \quad \text{ou}$$

$$V_{yy} = k_{yy} \frac{\delta h}{\delta y}$$

$$V_{yy} = (k_{yy}/\gamma_w) \frac{\delta u}{\delta y}$$

para fluido incompressível.

TABELA II - CONTINUAÇÃO

$$(III.4a) \quad \{u^*\} = [N] \{u_n^*\}^e, \{\epsilon\} = [B] \{u_n^*\}^e$$

$$(III.4b) \quad e_\phi = [G] \{u_n^*\}^e, [B^T] \{u\} = [G^T] \bar{k}_b (H)^e, \left(\frac{\Delta V}{V}\right)^* = \frac{\bar{k}_b}{k_w} (H)^e$$

$$(III.4c) \quad \{\dot{u}\} = \begin{bmatrix} 1 & \bar{x} & \bar{y} & \bar{x}^2 & \bar{y}^2 \end{bmatrix} [E^{-1}] \{u_n\}$$

$$(III.5a) \quad \int_V [B]^T [\bar{D}] [B] dV \{u_n^*\}^e \qquad \int_V [B]^T [\bar{D}] \{\epsilon_o\} dV + \int_V \{b\}^T [N] dV + \int_V \{P\}^T [N] dA + \{F\}_c^e$$

$$(III.5b) \quad \int_V [B]^T [\bar{D}] [B] dV \{u_n^*\}^e + \int_V [G]^T \bar{k}_b dV (H)^e = \int_V [B]^T [\bar{D}] \{\epsilon_o\} dV + \text{como acima}$$

$$(\bar{k}_b \bar{A}rea) [G] \{u_n^*\}^e + (\bar{k}_b \bar{A}rea) \left(\frac{\bar{k}_b}{k_w}\right) (H)^e = (\bar{k}_b \bar{A}rea) \left(\frac{\Delta V}{V}\right)$$

$$(III.5c) \quad \Delta t \bar{k}_b \bar{A}rea \begin{bmatrix} k_{xx} & k_{yy} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 2 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 2 \end{bmatrix} [E^{-1}] \{u_n\}^e = (\bar{k}_b \bar{A}rea) \left(\frac{\Delta V}{V}\right)$$

$$(III.6a) \quad |K| \{u_n^*\}^e = \{P\}^e$$

$$(III.6b) \quad |K'| \{u_n^*\}^e + |K'| (H)^e = \{P\}^e$$

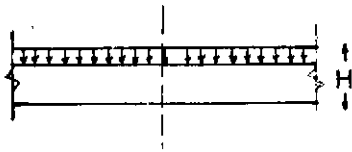
$$(III.6c) \quad (\text{Função}) \{u_n\}^e = \{T\}^e$$

$$(III.7a) \quad \{P\}^e = |K| \{u_n^*\}^e$$

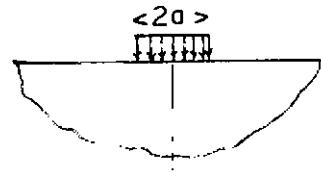
$$(III.7b) \quad \begin{Bmatrix} P \\ T \end{Bmatrix}^e = \begin{vmatrix} K & K' \\ K^{1,T} & K'' \end{vmatrix} \begin{Bmatrix} u_n^* \\ H \end{Bmatrix}^e$$

$$(III.7c) \quad \{T\}^e = F \{u_n\}^e$$

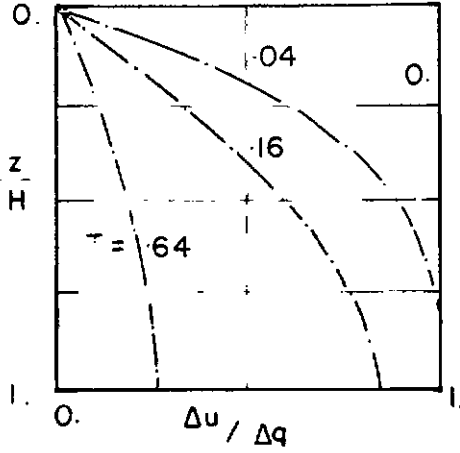
PROBLEMA 1-D



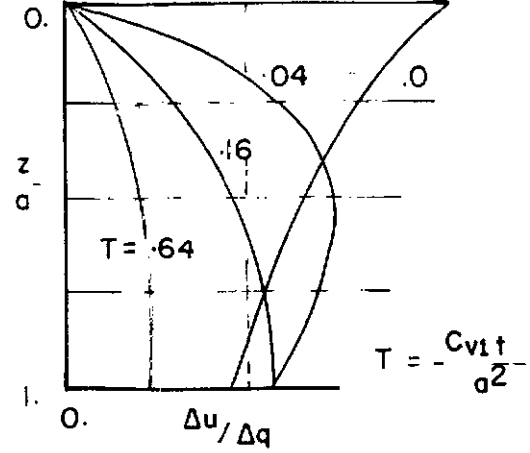
PROBLEMA 2-D



(a) ISÓCRONAS

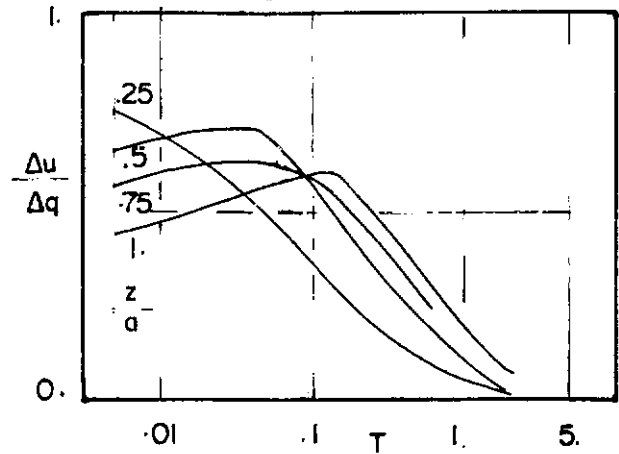
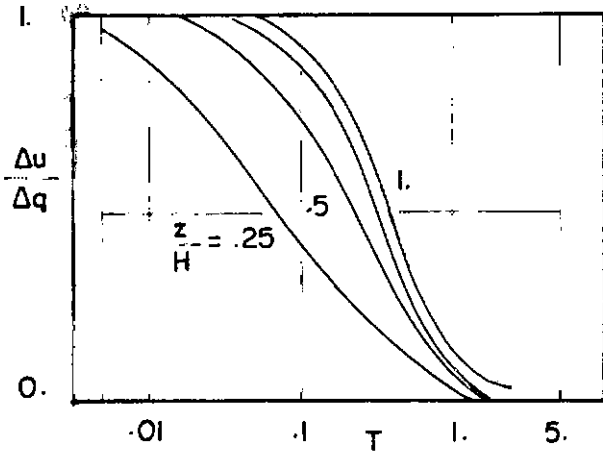


$$T = \frac{C_{v1} t}{H^2}$$

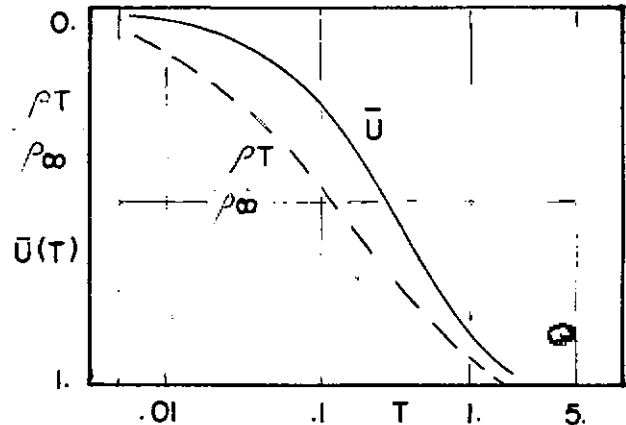
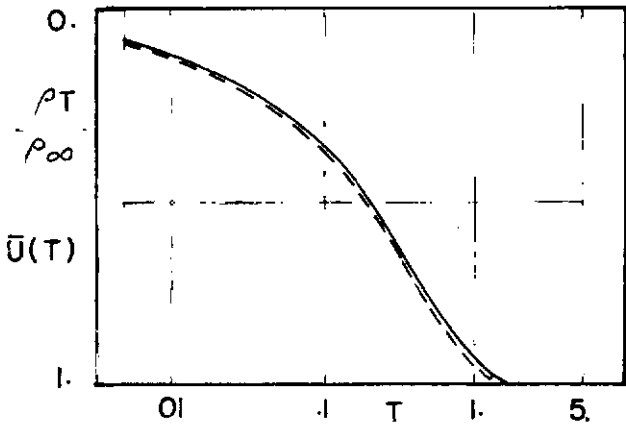


$$T = \frac{C_{v1} t}{a^2}$$

(b) PORO PRESSÃO X PROFUNDIDADE EM VÁRIOS TEMPOS



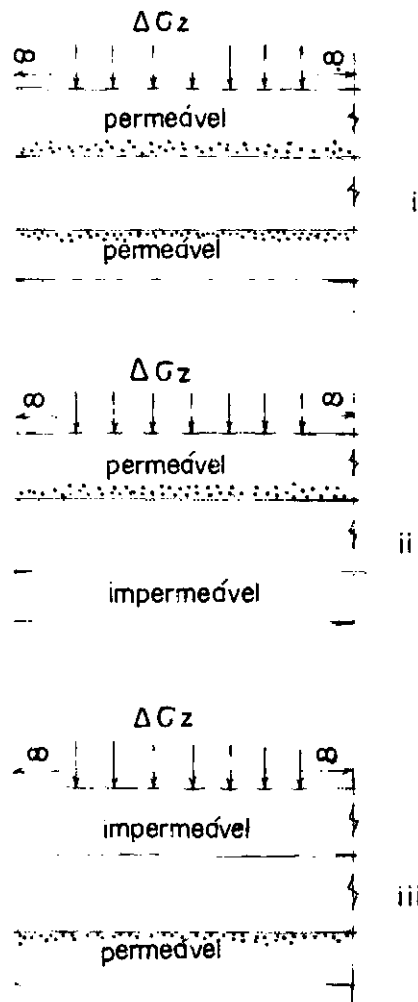
(c) PORCENTAGEM DE DISSIPACÃO DE PRESSÃO E PORCENTAGEM DE RECALQUE



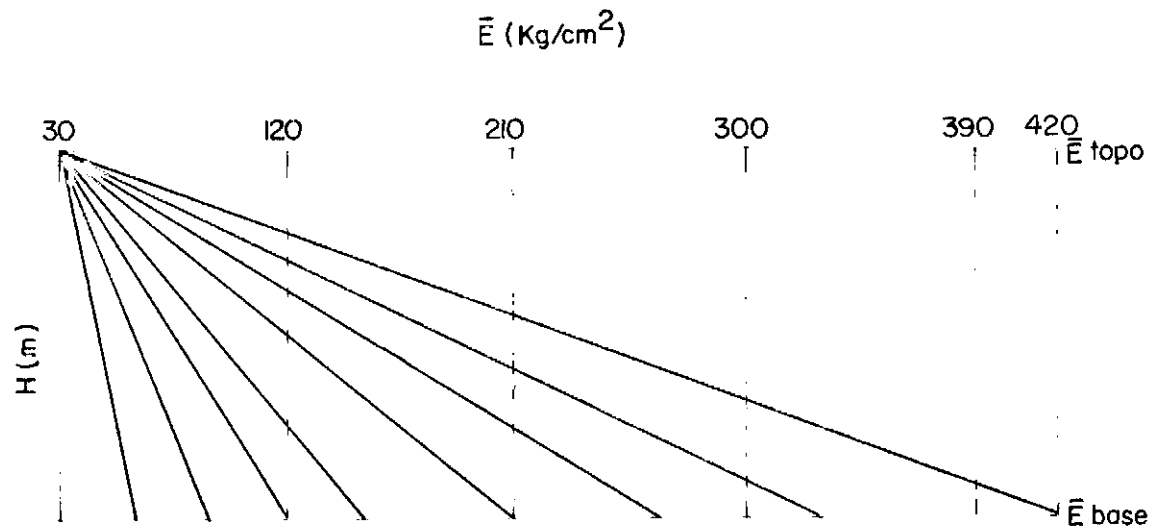
REPRESENTAÇÃO DA ANÁLISE DO ADENSAMENTO

Figura II - I

Condições de carregamento e drenagem



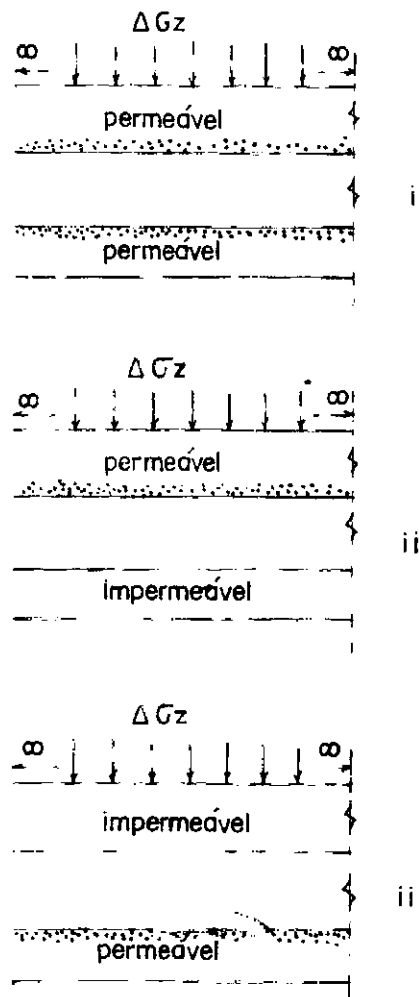
parâmetros do solo



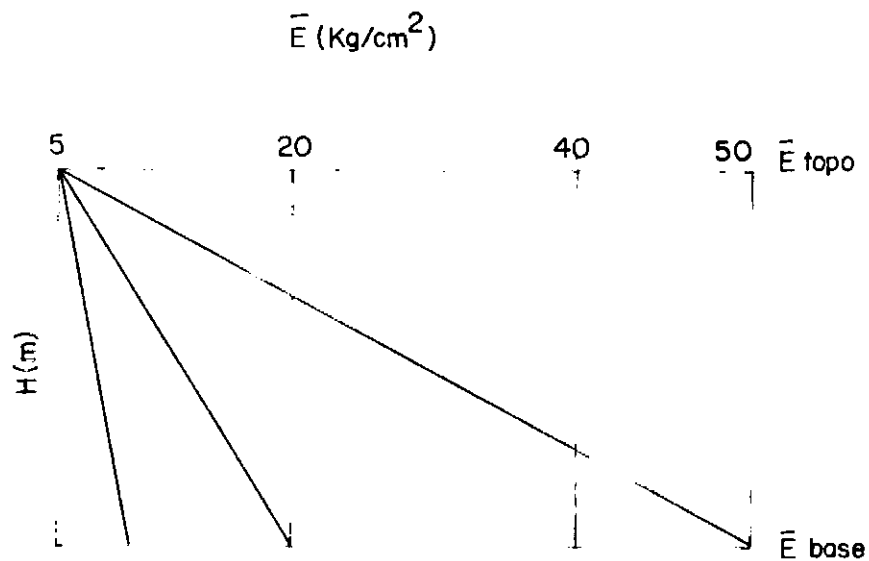
O parâmetro elástico \bar{E} tem a variação linear como acima.
Os parâmetros $K_h=K_v$ e \bar{U} são constantes.

FIG V - Ia: ADENSAMENTO UNI - DIMENSIONAL - \bar{E} variável, K constante

Condições de carregamento e drenagem



parâmetros do solo

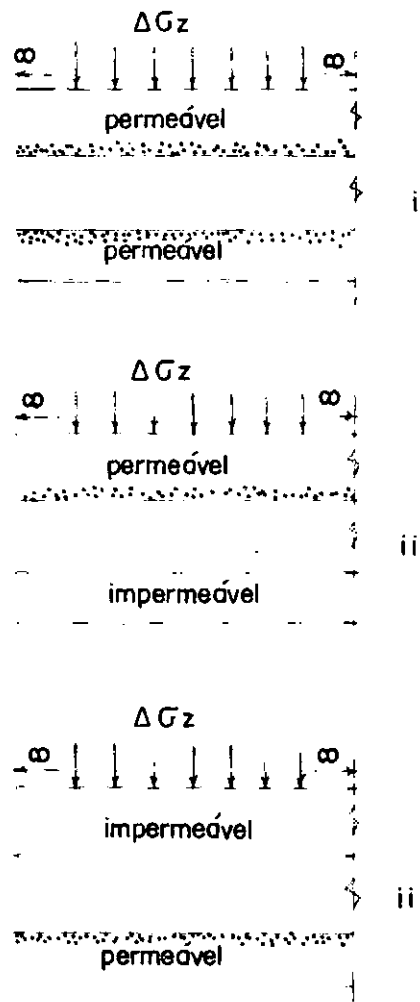


O parâmetro elástico \bar{E} tem variação linear como acima.

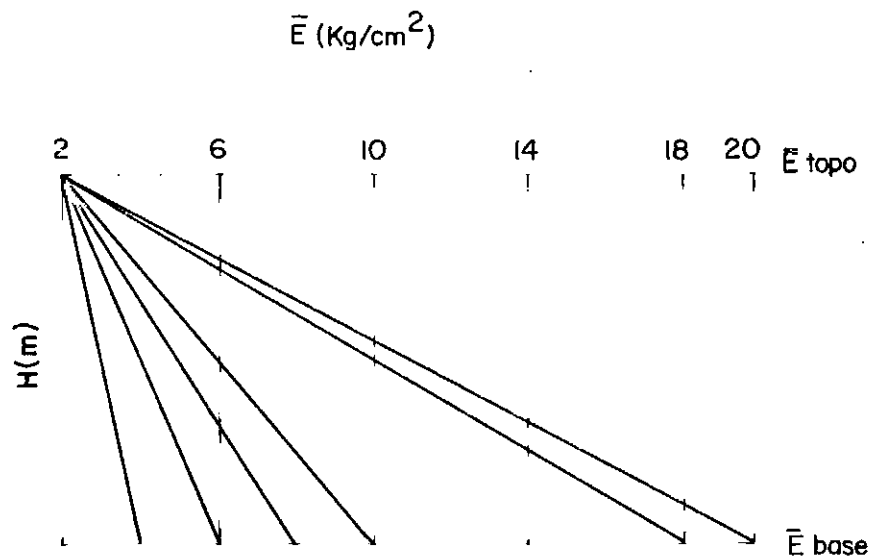
Os parâmetros $K_h = K_v$ e $\bar{\sigma}$ são constantes.

FIG V-1b: ADENSAMENTO UNI - DIMENSIONAL - \bar{E} variável, K constante

Condições de carregamento e drenagem



parâmetros do solo



O parâmetro elástico \bar{E} tem variação linear como acima.

Os parâmetros $K_h = K_v$ e $\bar{\sigma}$ são constantes.

FIG V - 1c: ADENSAMENTO

UNI - DIMENSIONAL - \bar{E} variavel, K constante

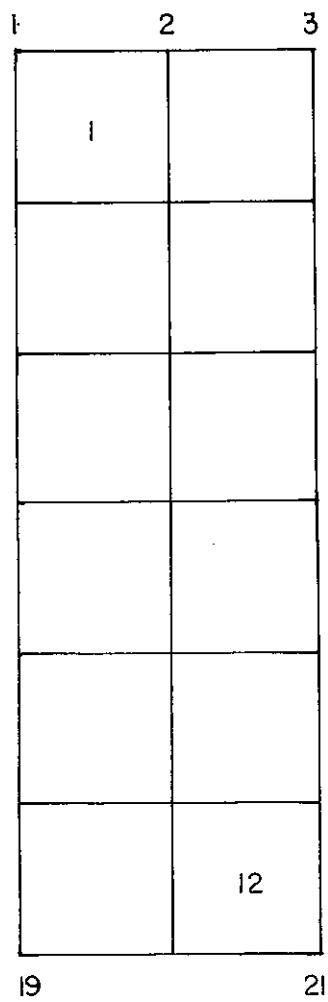


FIG V-2: REDE DE ELEMENTOS FINITOS

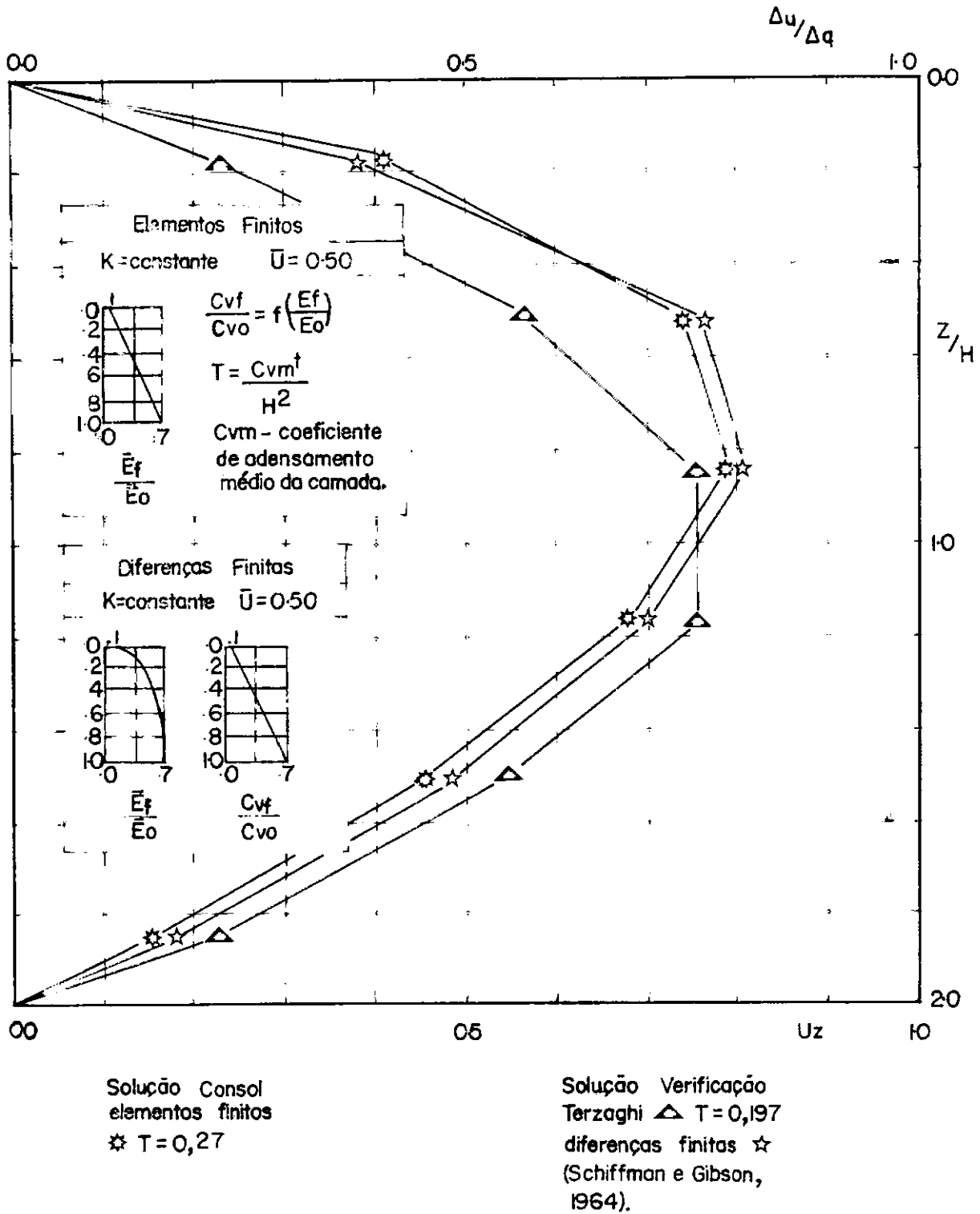


FIG V - 3: ISÓCRONAS PARA $\bar{U} = 50\%$. DRENAGEM DUPLA.

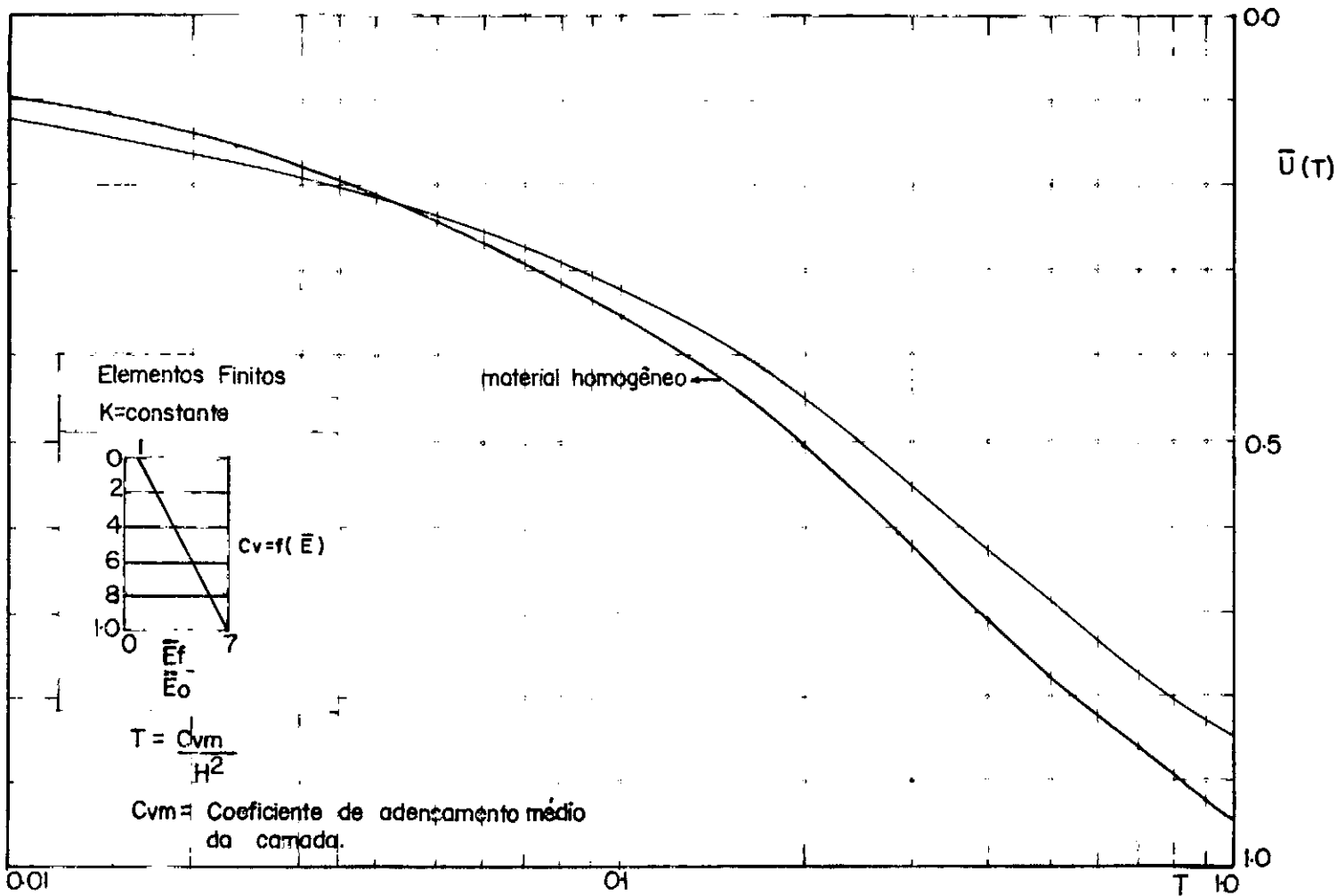
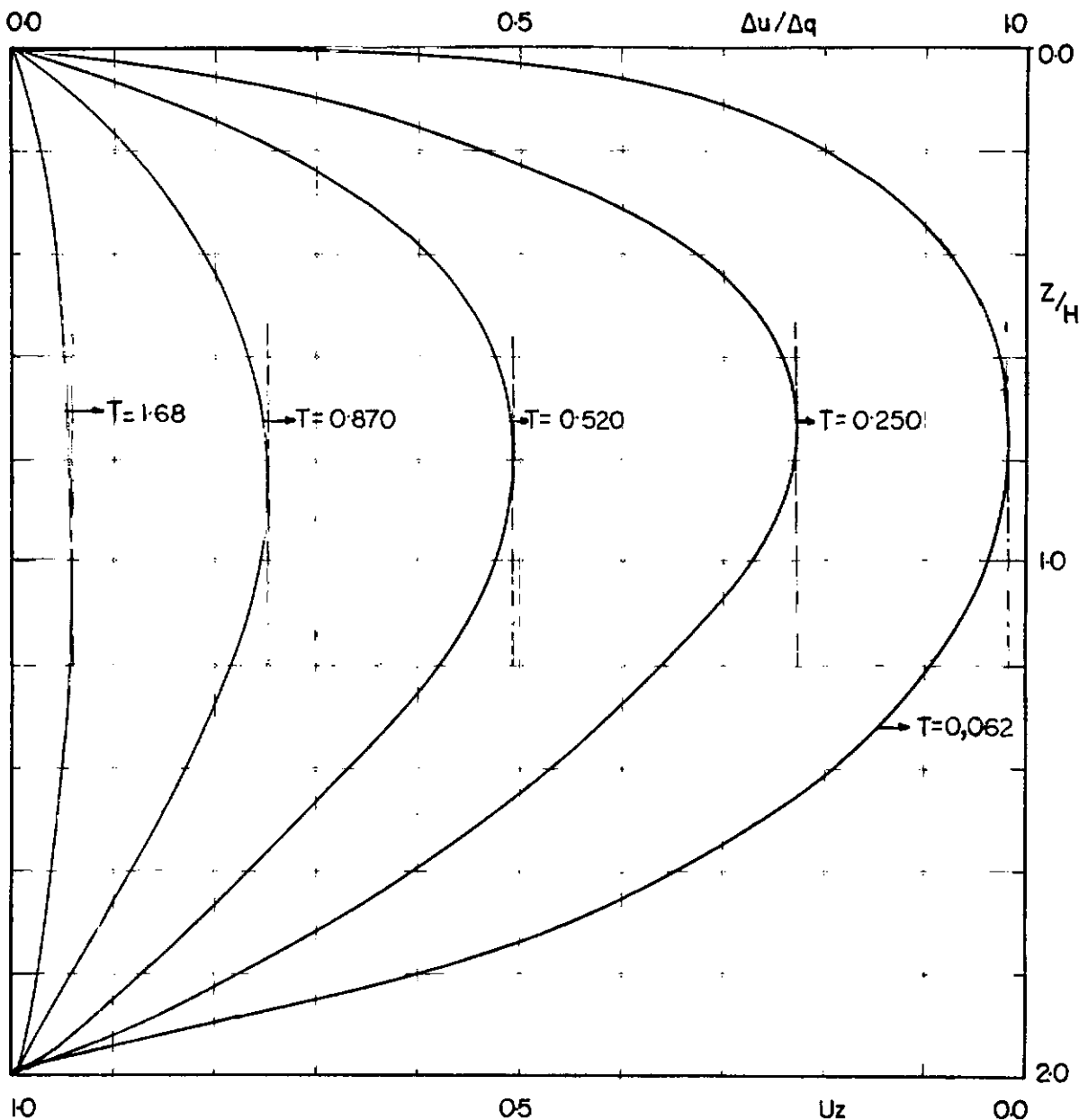


FIG V - 4; COMPARAÇÃO ENTRE A PERCENTAGEM DE RECALQUE ENTRE MATERIAL HOMOGÊNIO E HETEROGÊNIO. DRENAGEM DUPLA.



Elementos Finitos

$K = \text{constante}$

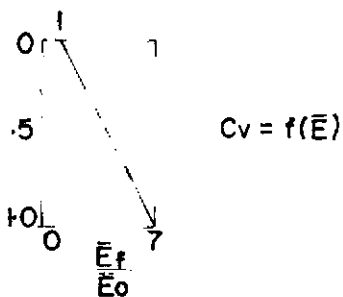


FIG V-5: CARACTERÍSTICAS DAS ISÓCRONAS DO MATERIAL HETEROGÊNEO EM C_v ATRAVÉS DE E. DRENAGEM DUPLA.

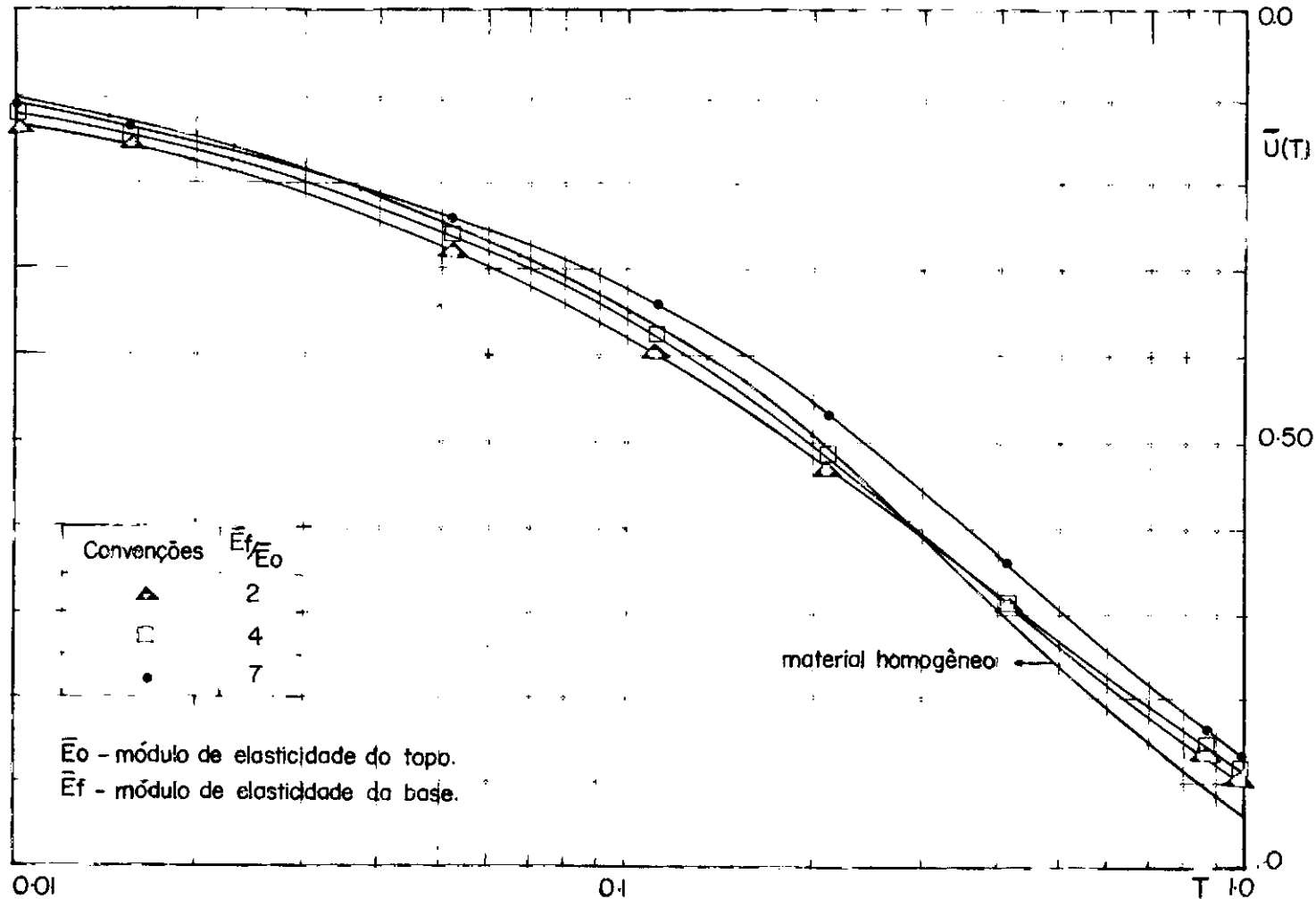


FIG V-6: COMPORTAMENTO DA PORCENTAGEM DE RECALQUE PARA MATERIAL HETEROGÊNIO, DRENAGEM DUPLA.

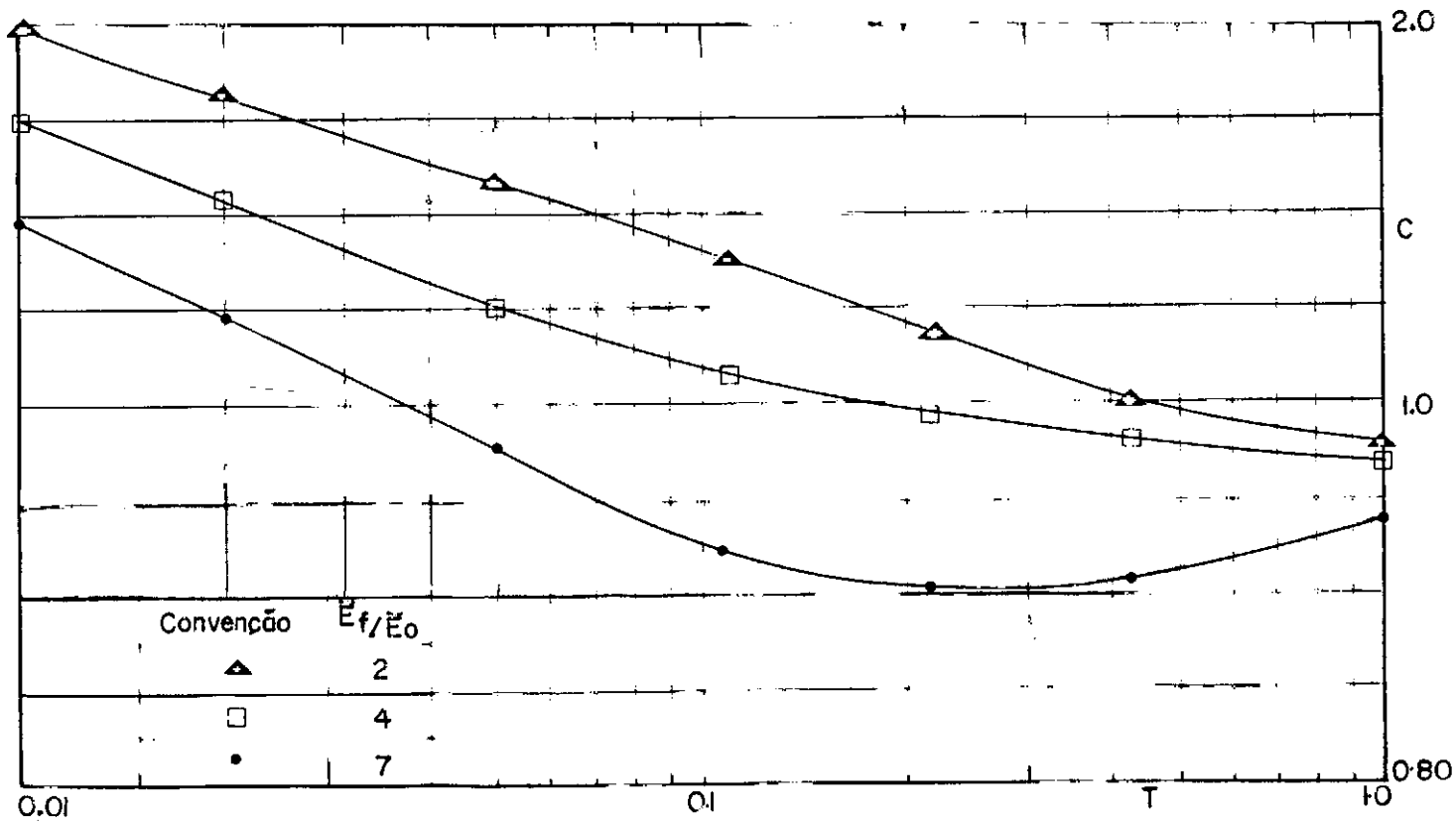


FIG V-7: VARIAÇÃO DO GRAU MÉDIO DE PORO-PRESSÃO DE UM MATERIAL HOMOGÊNIO PARA UM HETEROGÊNIO, DRENAGEM DUPLA.

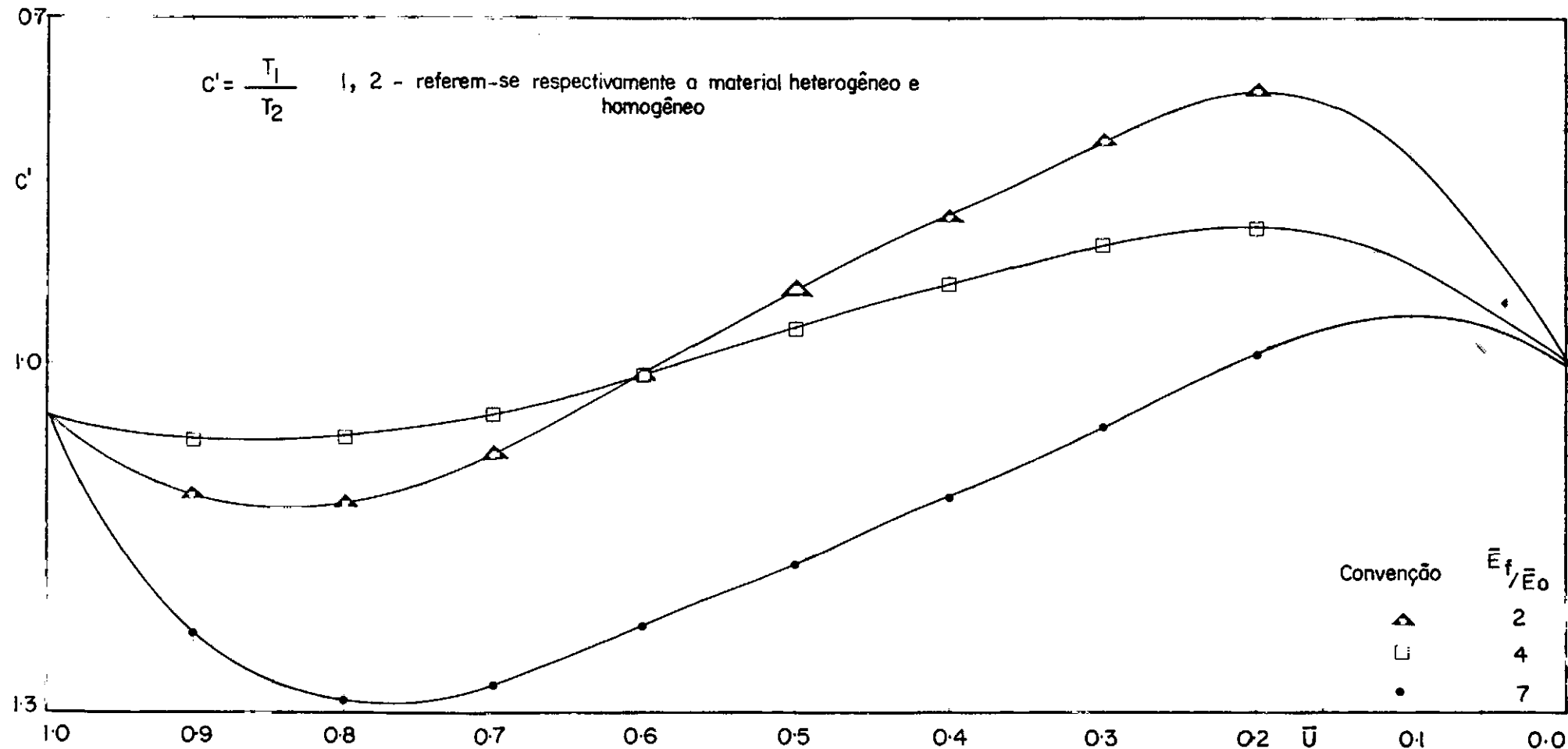


FIG V-8: RELAÇÃO ENTRE OS FATORES TEMPOS DO MATERIAL HETEROGÊNEO E HOMOGÊNEO.
 DRENAGEM DUPLA

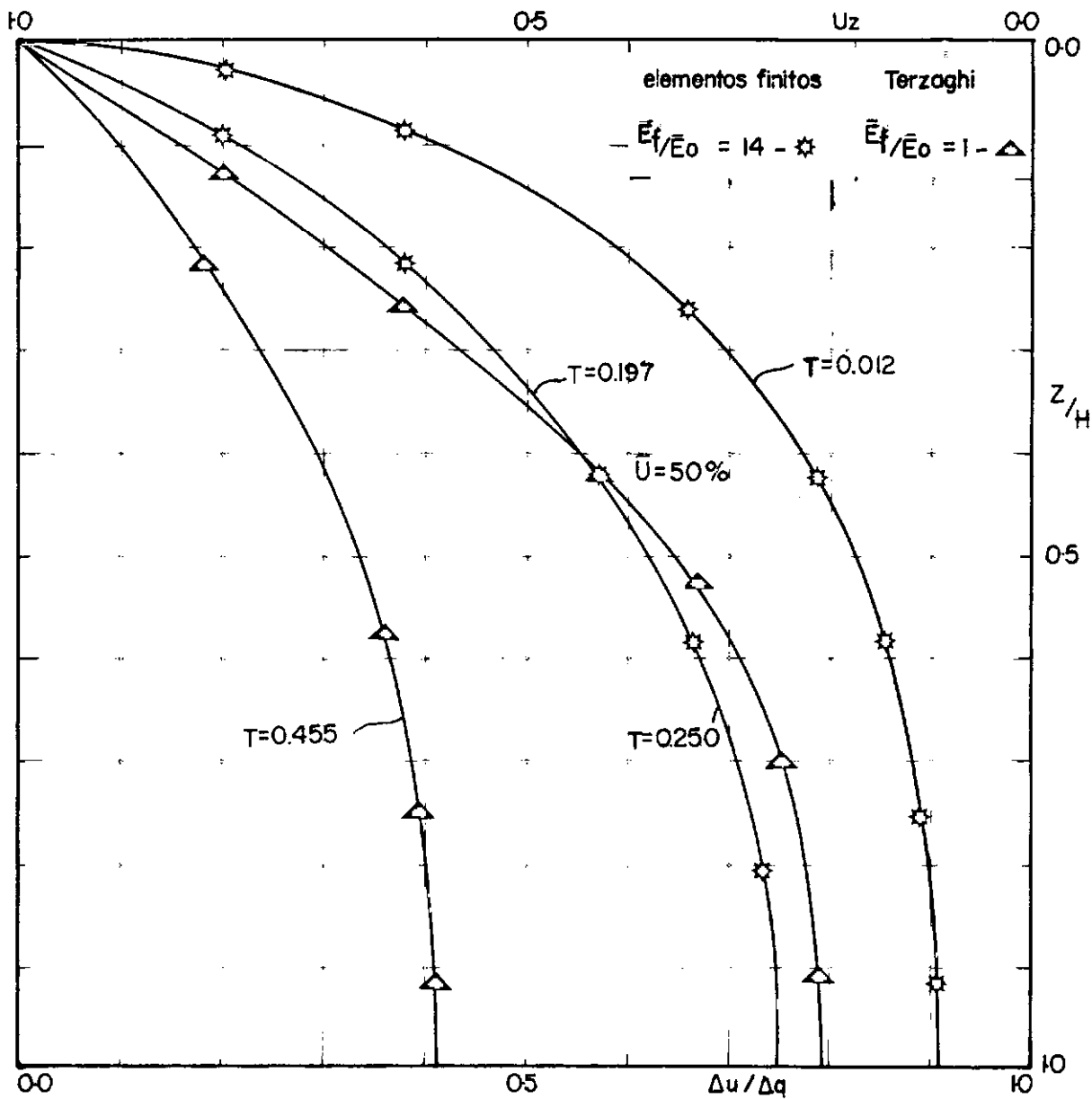


FIG V-9: ISÓCRONAS PARA MATERIAL HOMOGÊNIO E HETEROGÊNIO.
ISÓCRONAS CORRESPONDENTE A $\bar{U} = 50\%$
PARA AMBOS OS TIPOS DE MATERIAIS.
DRENAGEM TOPO.

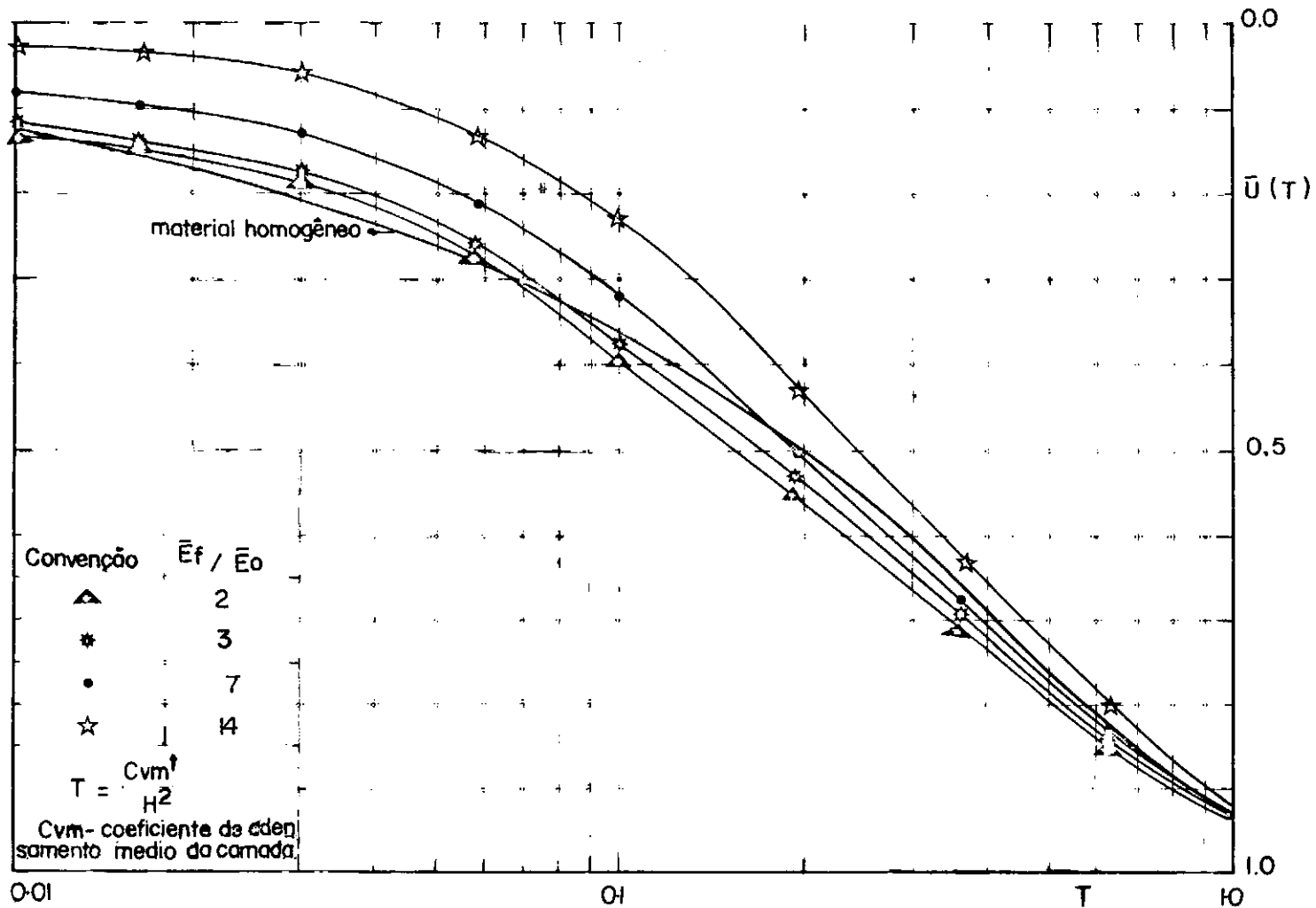


FIG V-10: CURVAS DE PERCENTAGEM DE RECALQUE PARA MATERIAL HOMOGÊNIO E HETEROGÊNIO.

DRENAGEM TOPO.

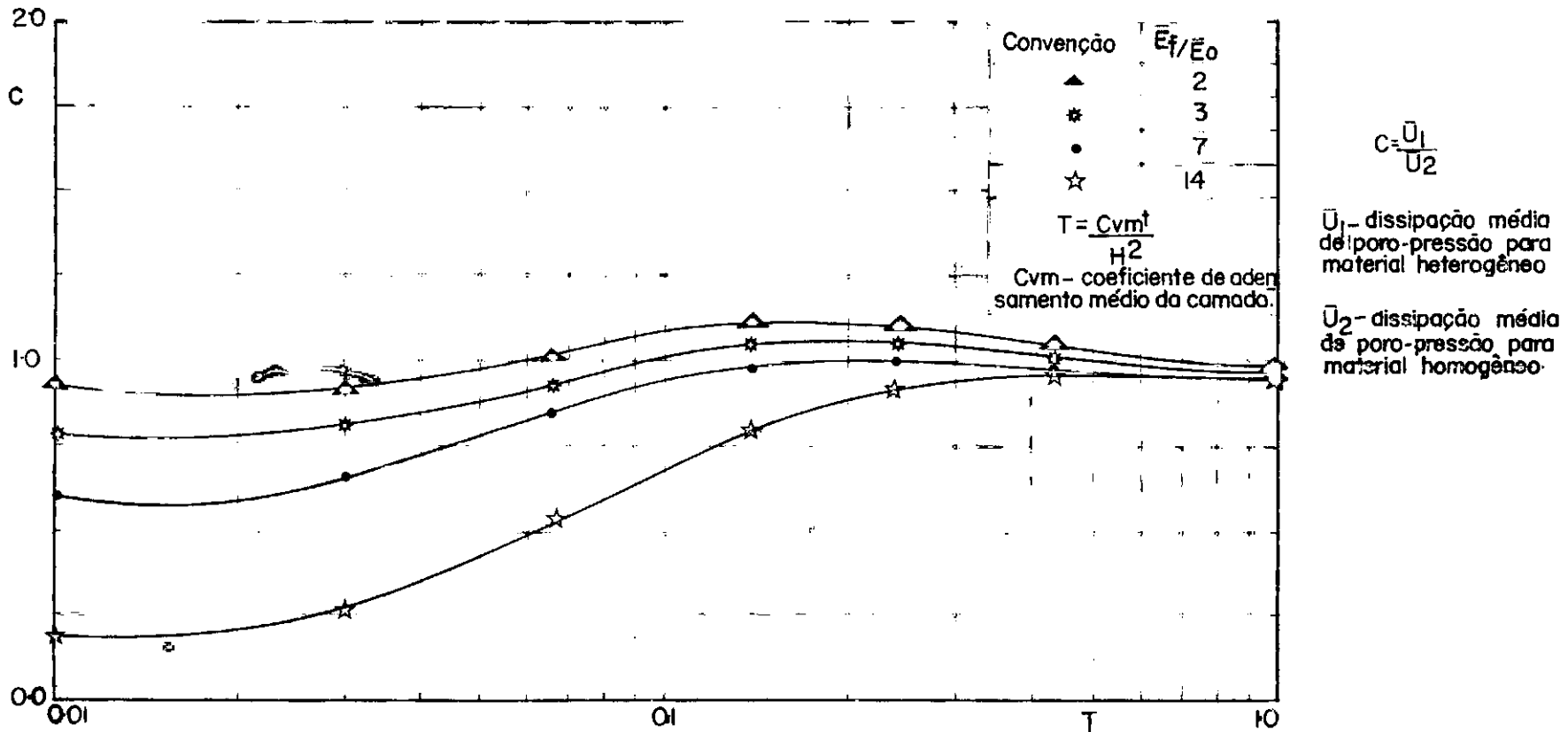
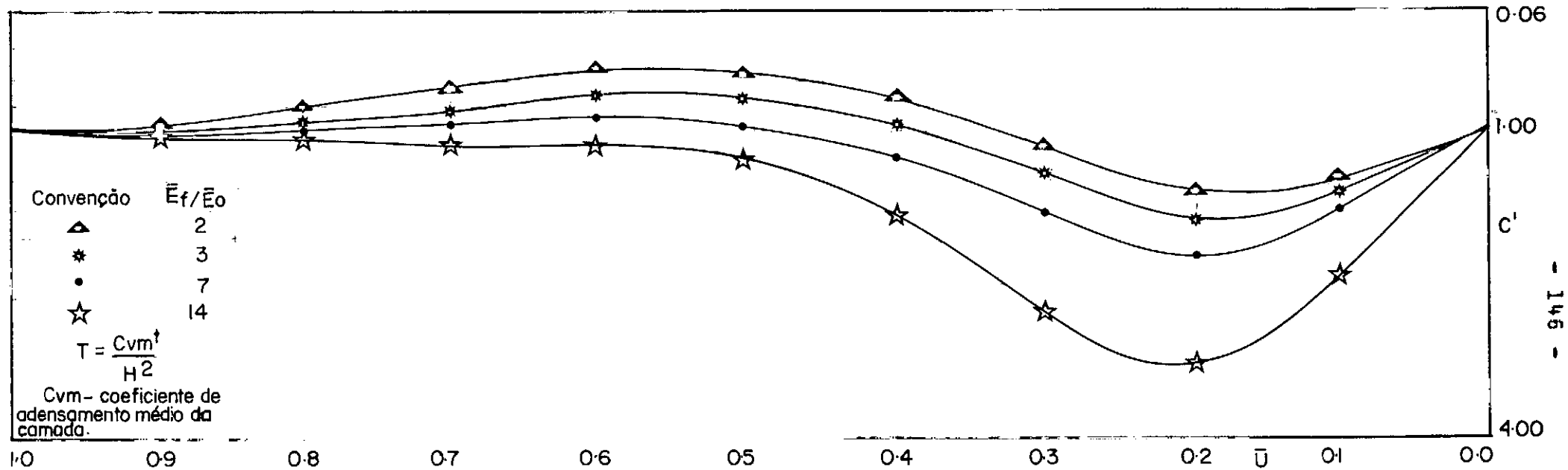


FIG V-11: VARIACÃO MÉDIA DE PORO-PRESSÃO DE UM MATERIAL HOMOGÊNIO PARA UM HETEROGÊNIO. DRENAGEM TOPO.



$$C' = \frac{T_1}{T_2}, \quad 1 \text{ e } 2, \text{ respectivamente, o material heterogêneo e homogêneo}$$

FIG V-12: RELAÇÃO ENTRE OS FATORES TEMPOS DE MATERIAL HETEROGÊNEO E HOMOGÊNEO.

DRENAGEM TOPO

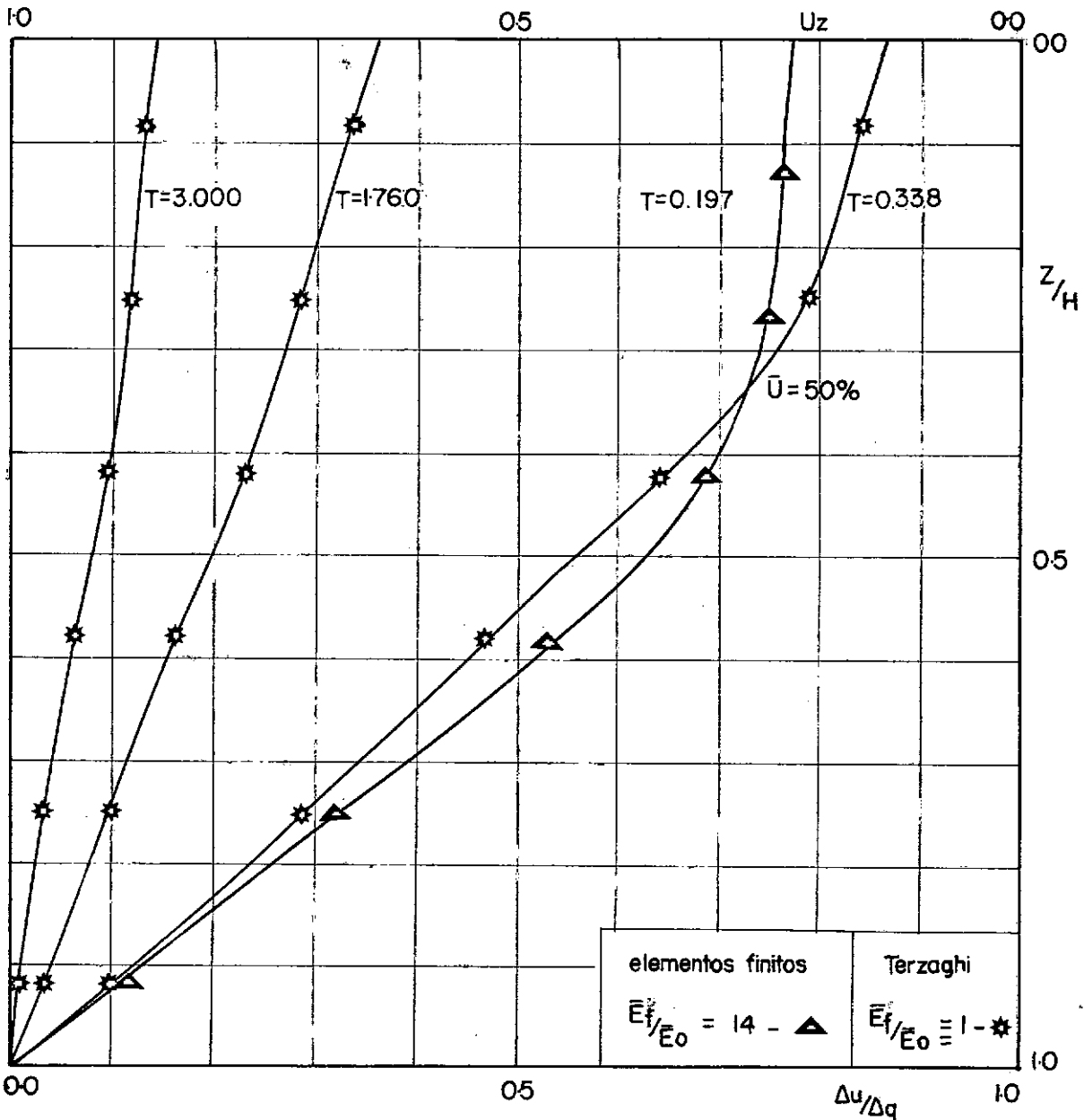


FIG V-13: ISÓCRONAS PARA MATERIAL HOMOGÊNEO E HETEROGÊNEO.

ISÓCRONAS CORRESPONDENTE A $\bar{U} = 50\%$ PARA AMBOS OS TIPOS DE MATERIAIS.

DRENAGEM BASE.

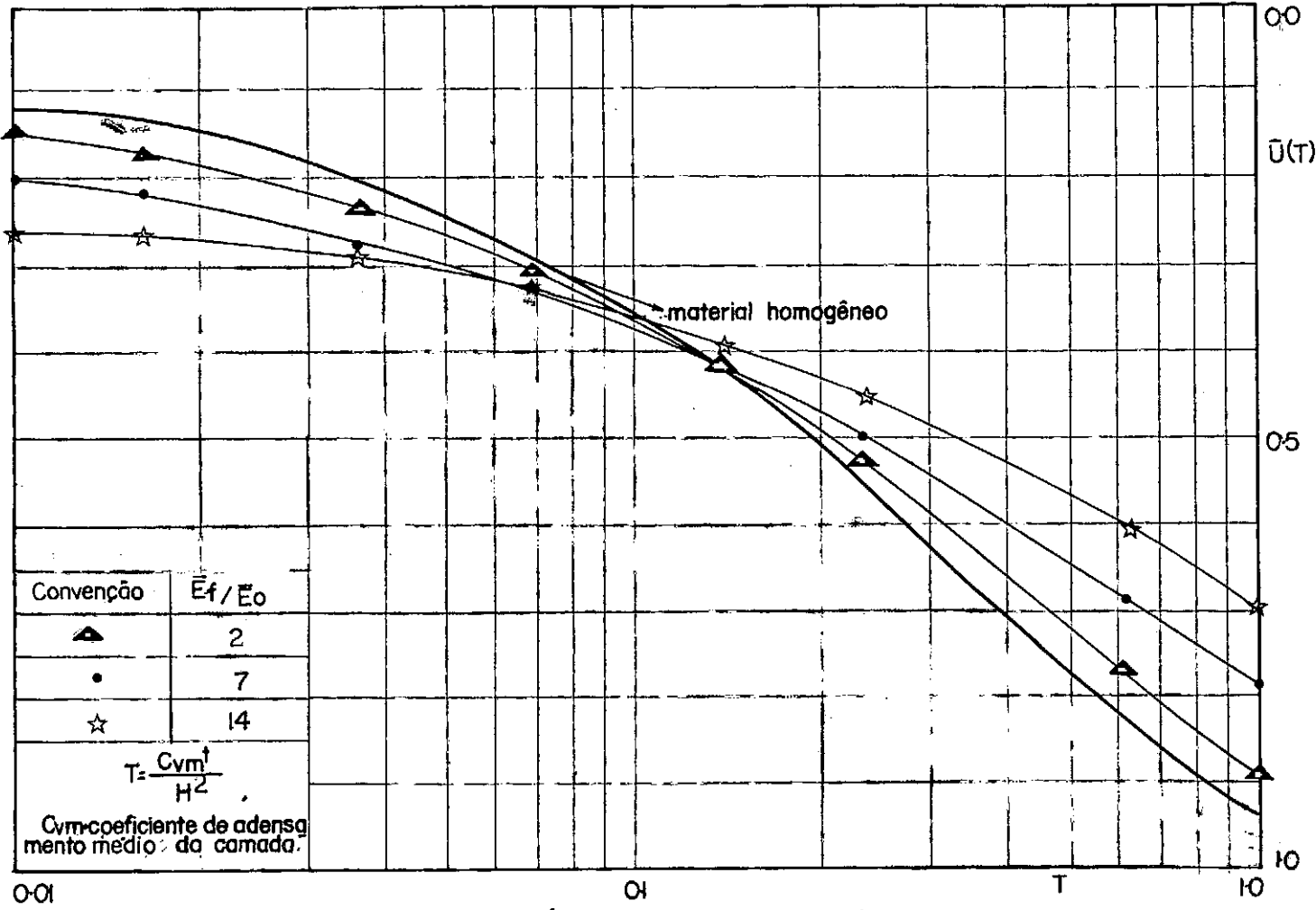


FIG V-14: COMPORTAMENTO MÉDIO DE PORO PRESSÃO DO MATERIAL HETEROGÊNEO E DO MATERIAL HOMOGÊNEO. DRENAGEM BASE.

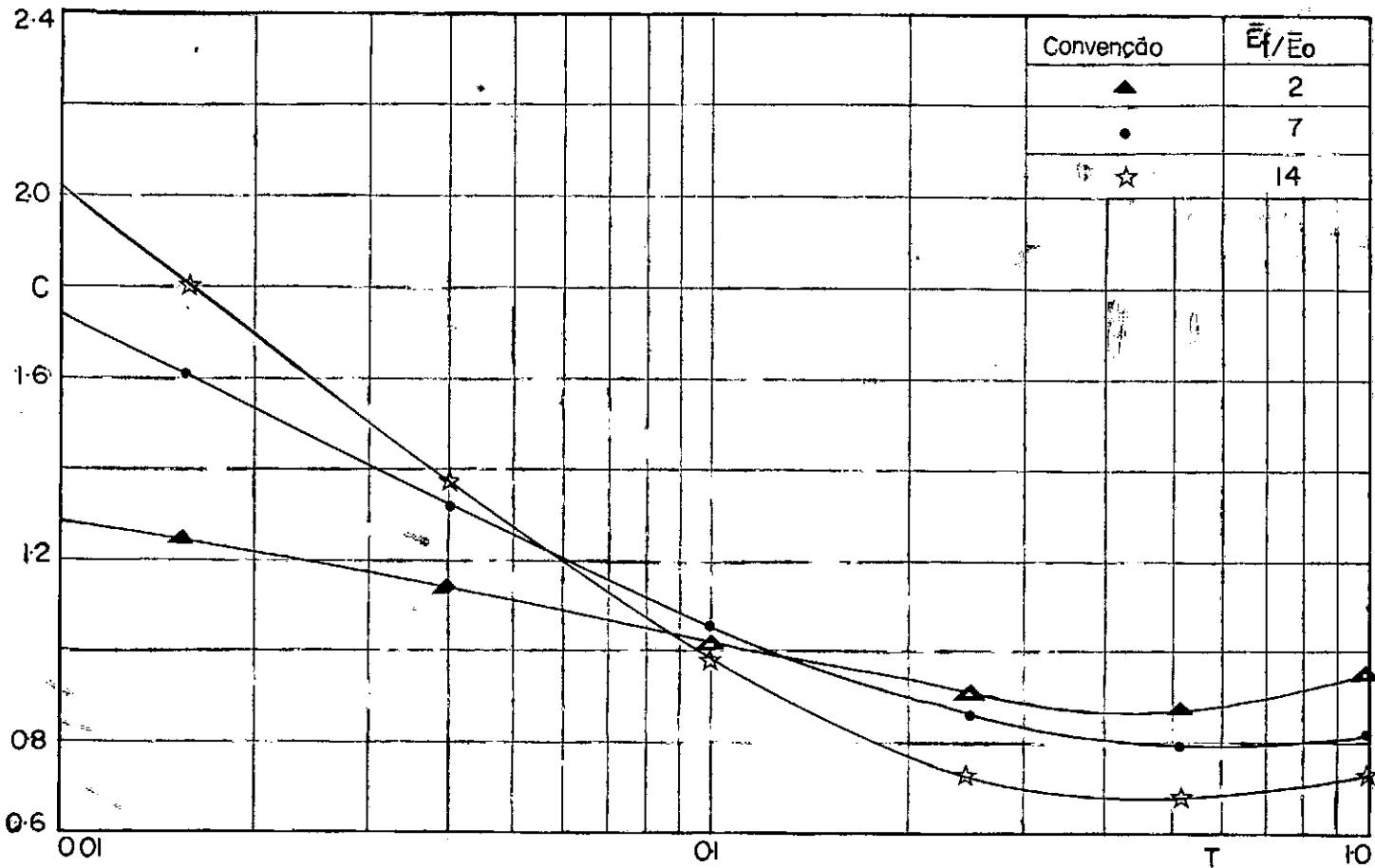


FIG V-15: VARIAÇÃO DO GRAU MÉDIO DE PORO-PRESSÃO DE UM MATERIAL HOMOGÊNIO PARA UM HETEROGÊNIO. DRENAGEM BASE.

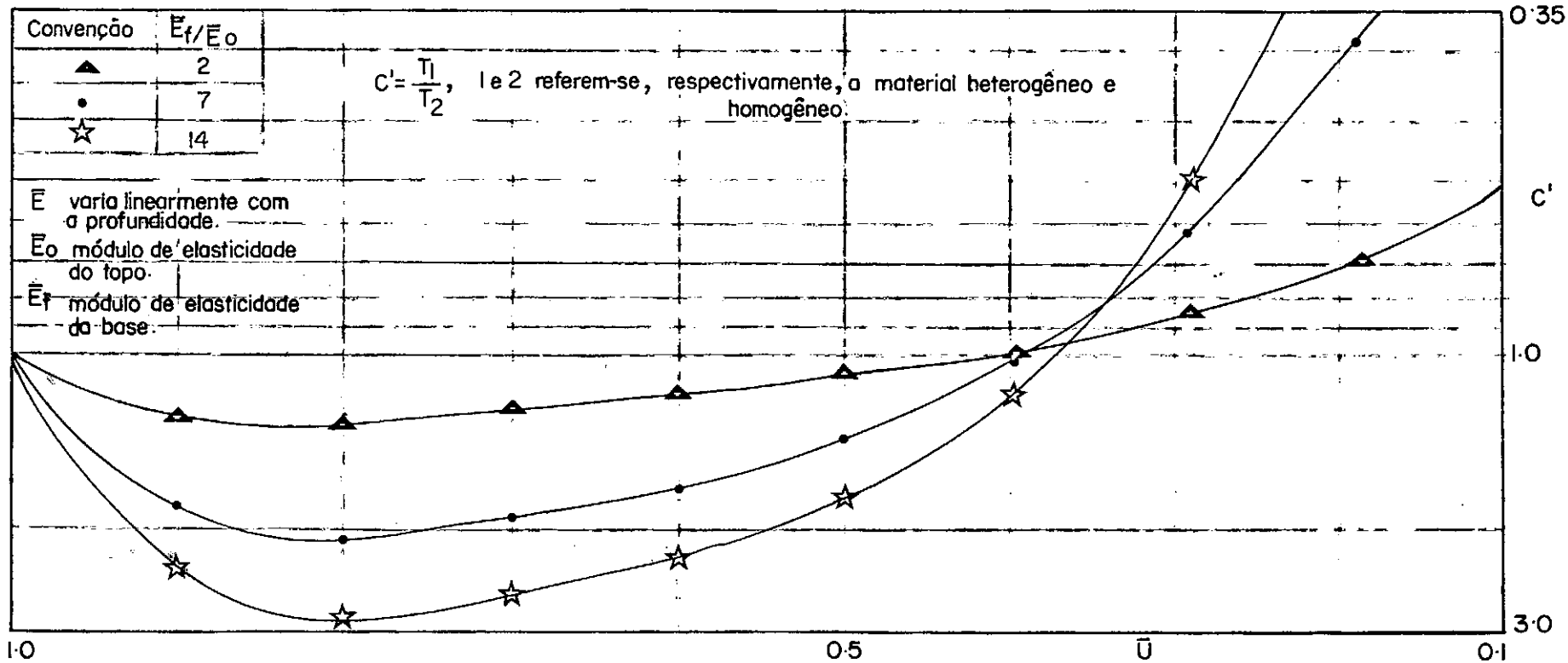
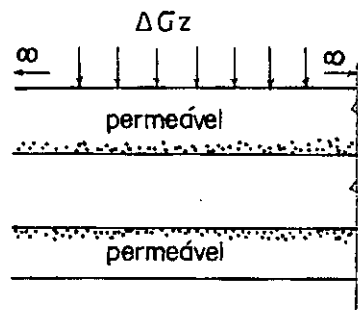
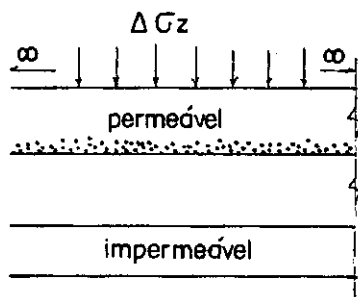


FIG V-16: RELAÇÃO ENTRE OS FATORES TEMPOS DE MATERIAL HETEROGÊNEO E HOMOGÊNEO. DRENAGEM BASE.

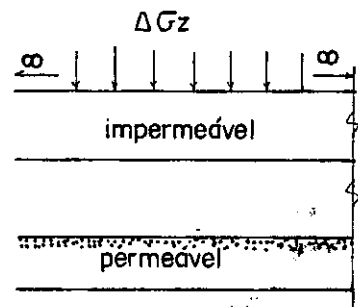
Condições de carregamento e drenagem



i

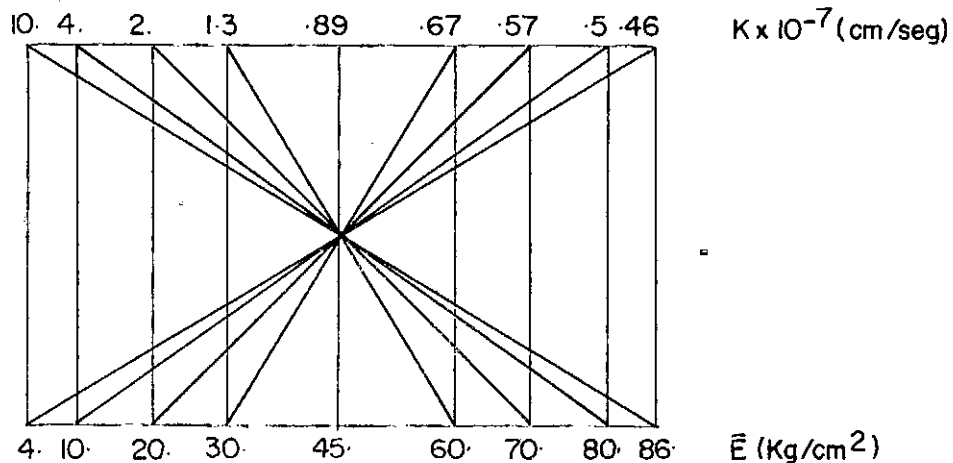


ii



iii

parâmetros do solo



\bar{E} cresce e K decresce linearmente com a profundidade, mantendo C_v constante.

O coeficiente de Poisson é constante.

FIG V - 17: ADENSAMENTO UNI - DIMENSIONAL - C_v constante, \bar{E} e K variáveis

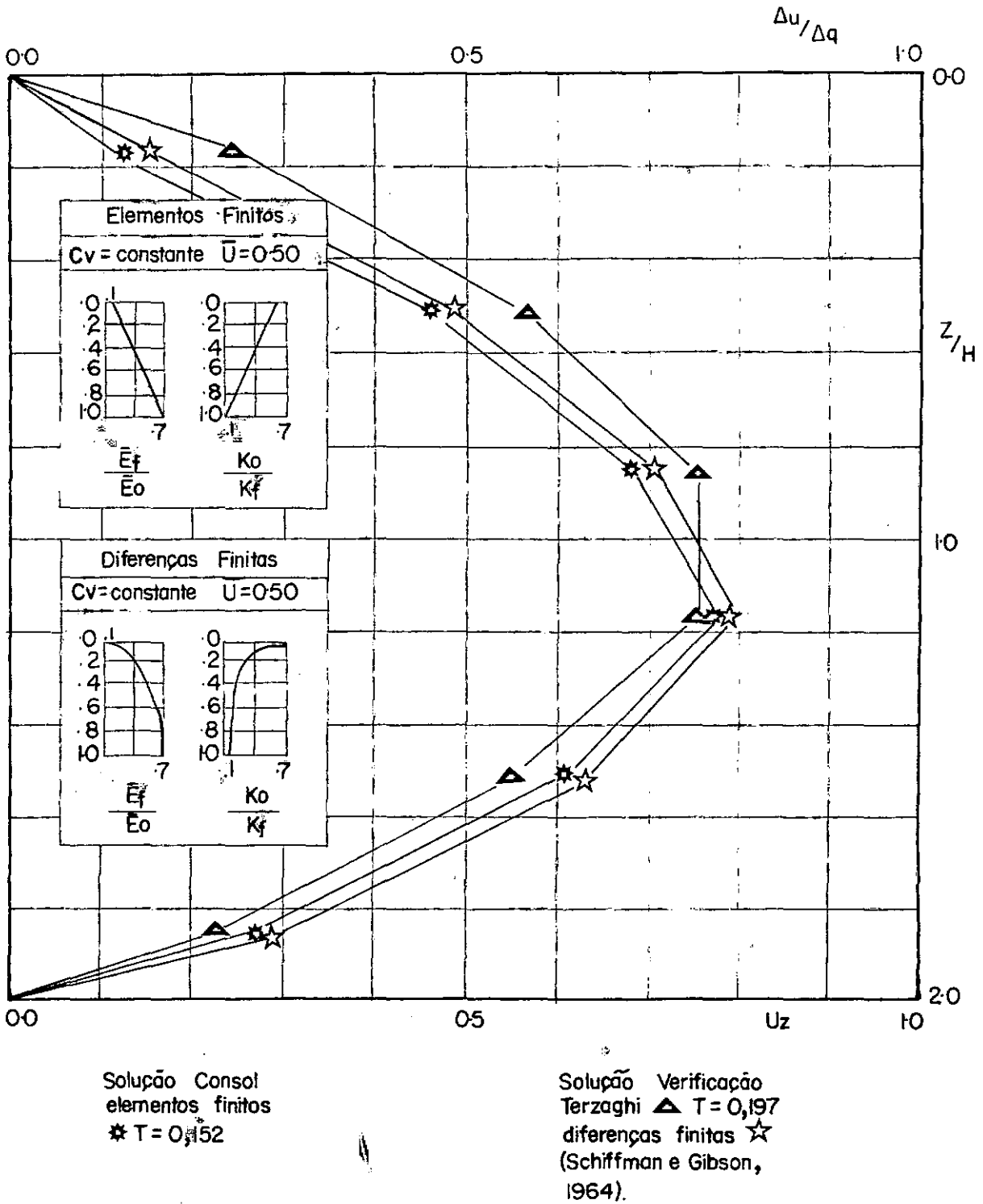


FIG V-18: ISÓCRONAS PARA $\bar{U} = 50\%$.
 DRENAGEM DUPLA.

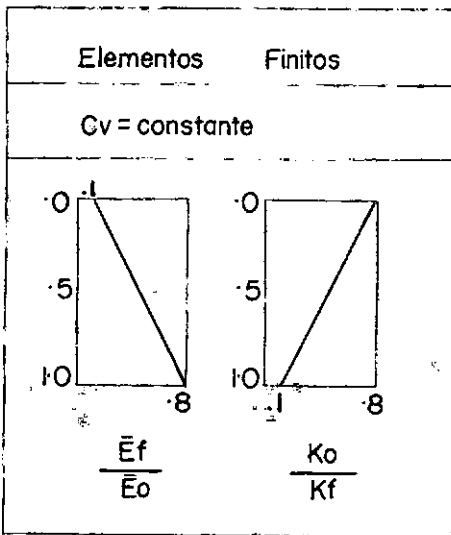
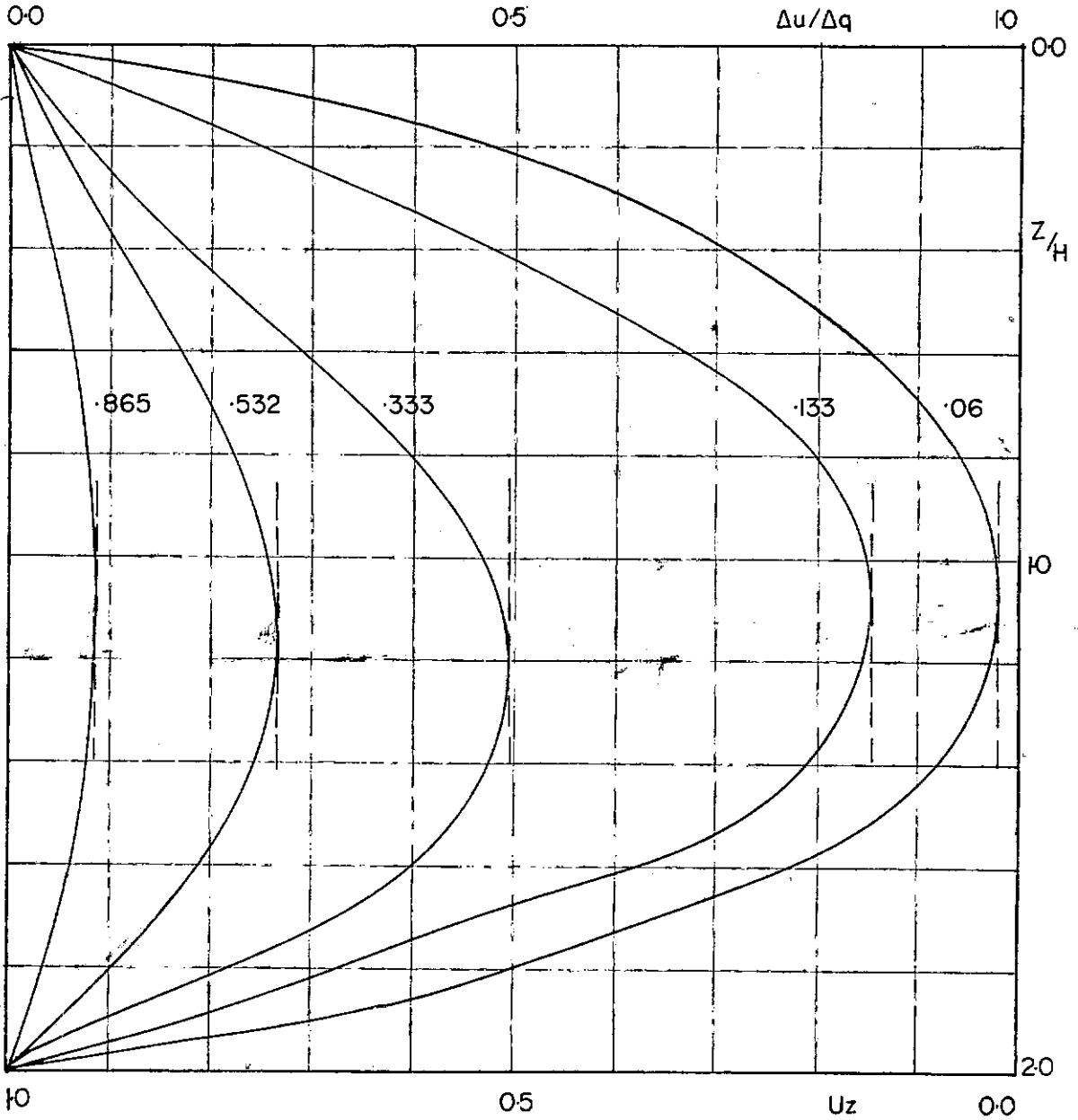


FIG V - 19: CARACTERÍSTICAS DAS ISÓCRONAS DO MATERIAL HETEROGÊNIO EM \bar{E} E K E HOMOGÊNIO EM RELAÇÃO A C_v .

DRENAGEM DUPLA.

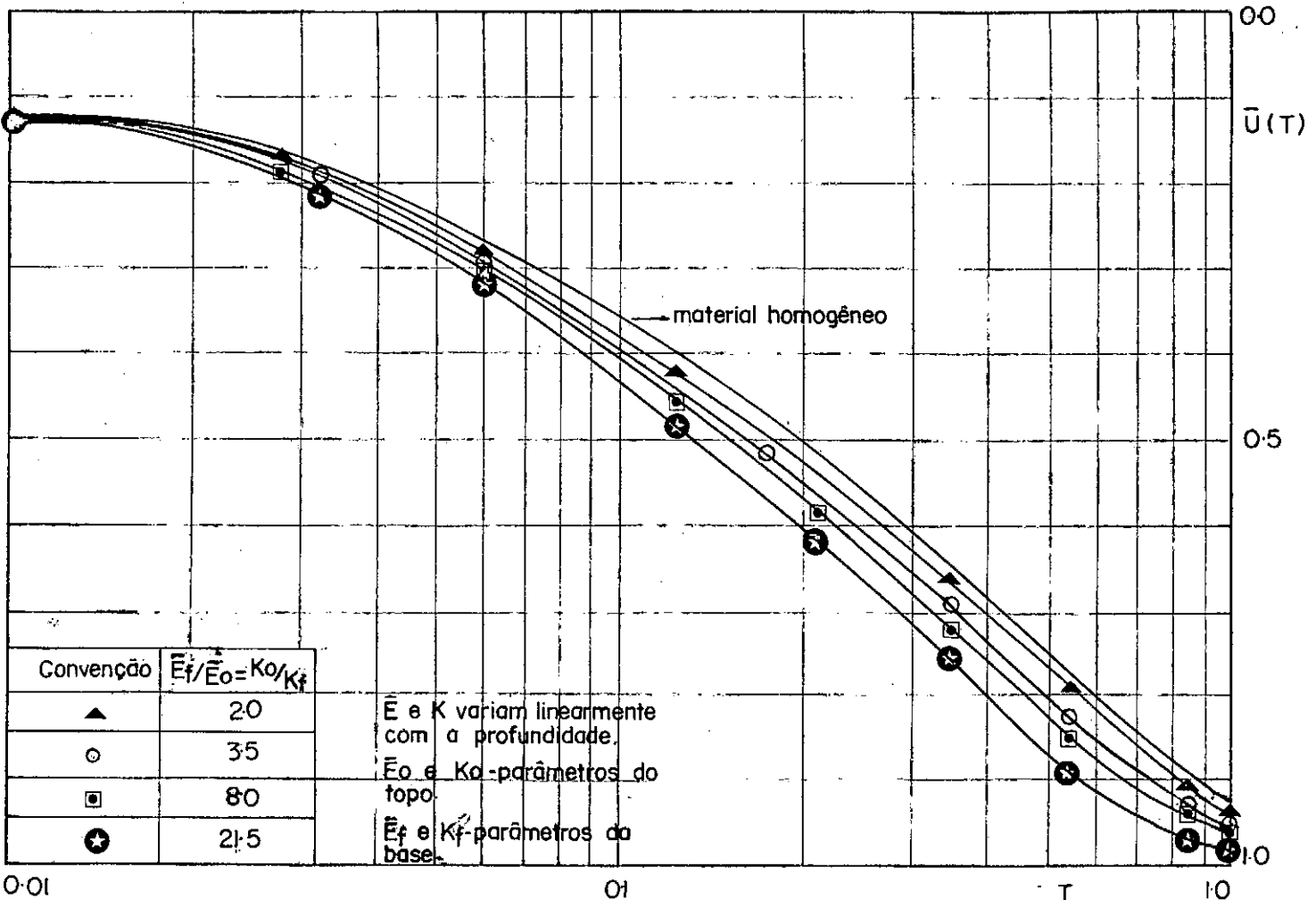
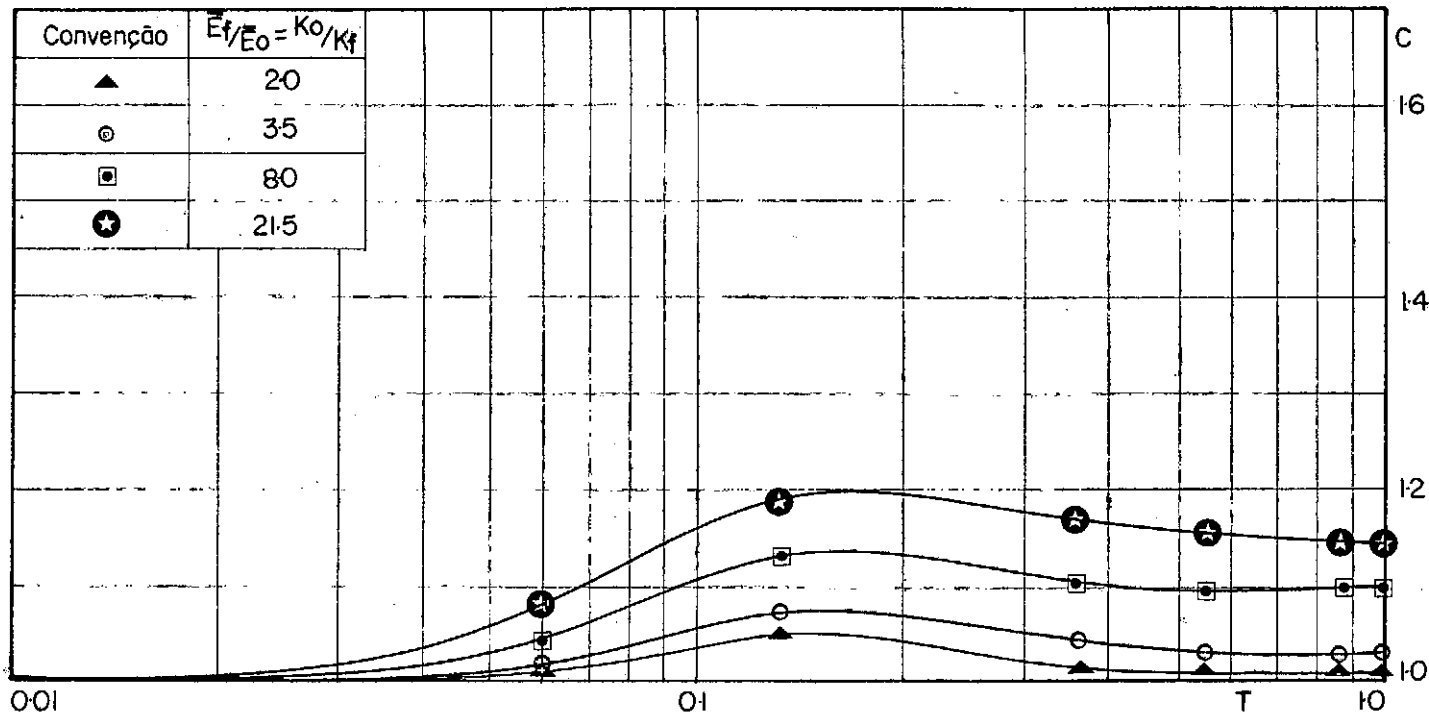


FIG V-20: COMPORTAMENTO DO RECALQUE PARA MATERIAL HOMOGÊNIO EM C_v E HETEROGÊNIO EM E E K. DRENAGEM DUPLA.



$$C = \frac{\bar{U}_1}{U_2}$$

\bar{U}_1 - dissipação média de poro-pressão de material homogêneo em C_v e heterogêneo em \bar{E} e K .

\bar{U}_2 - dissipação média de poro-pressão de material homogêneo em C_v , E , K .

FIG V-21: VARIAÇÃO MÉDIA DE PORO-PRESSÃO DE UM MATERIAL HOMOGÊNEO EM C_v E HETEROGÊNEO EM \bar{E} E K EM RELAÇÃO AO MATERIAL HOMOGÊNEO EM C_v , E E K .

DRENAGEM DUPLA.

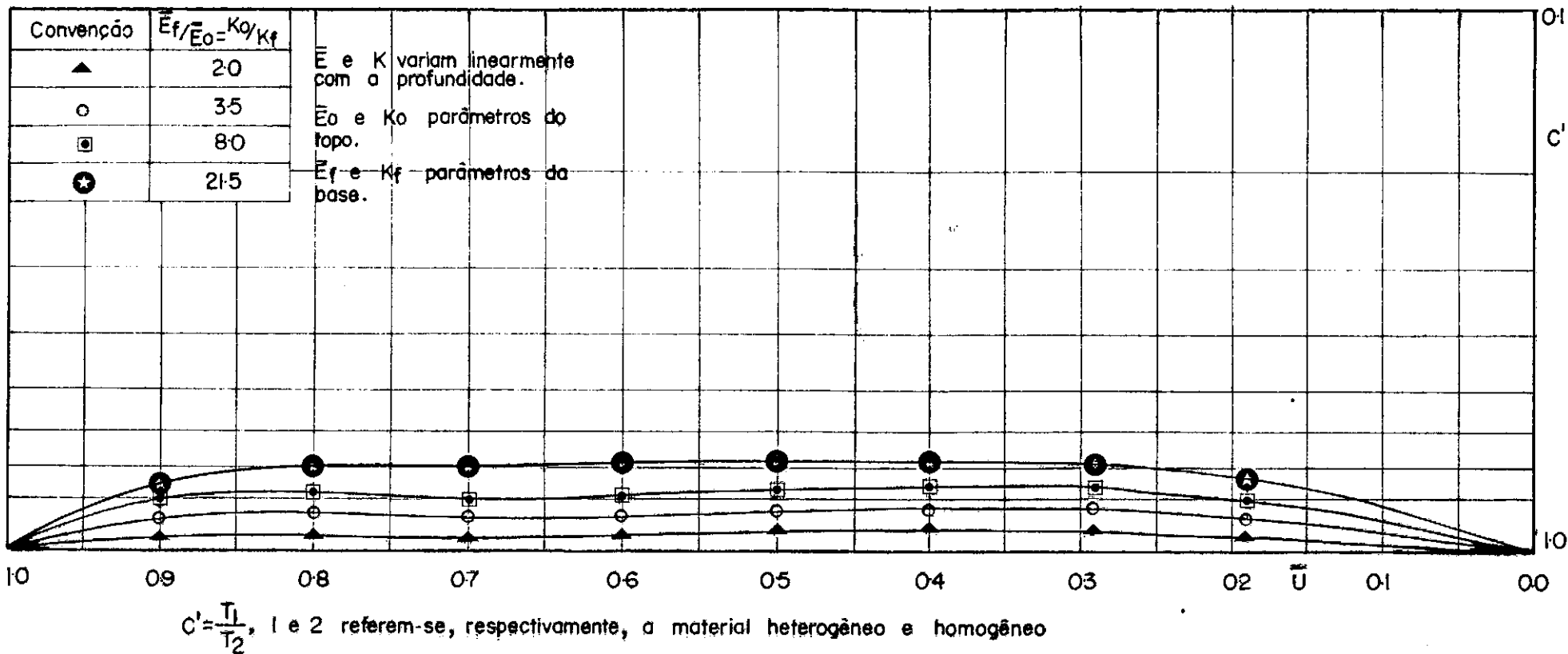
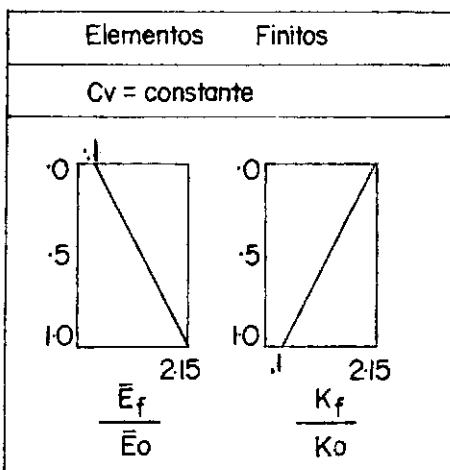
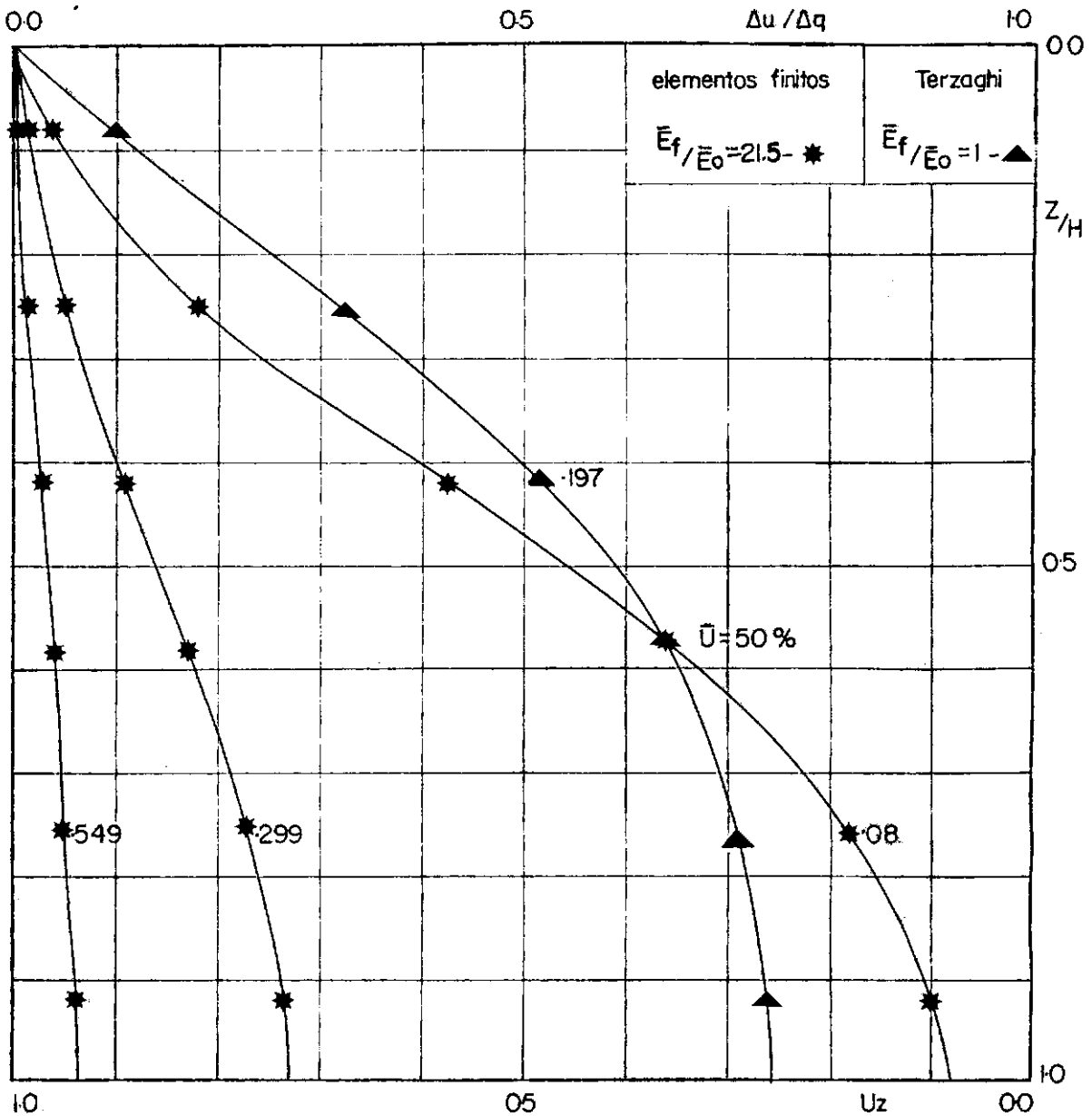


FIG V-22: RELAÇÃO ENTRE OS FATORES TEMPOS DO MATERIAL HETEROGÊNIO E HOMOGÊNIO. DRENAGEM DUPLA.



\bar{E}_0, K_0 - módulo de elasticidade efetivo e coeficiente de permeabilidade do topo da camada.

\bar{E}_f, K_f - módulo de elasticidade efetivo e coeficiente de permeabilidade da base.

FIG V-23: CARACTERÍSTICAS DAS ISÓCRONAS DO MATERIAL HETEROGÊNIO EM \bar{E} E K E HOMOGÊNIO EM C_v . DRENAGEM TOPO.

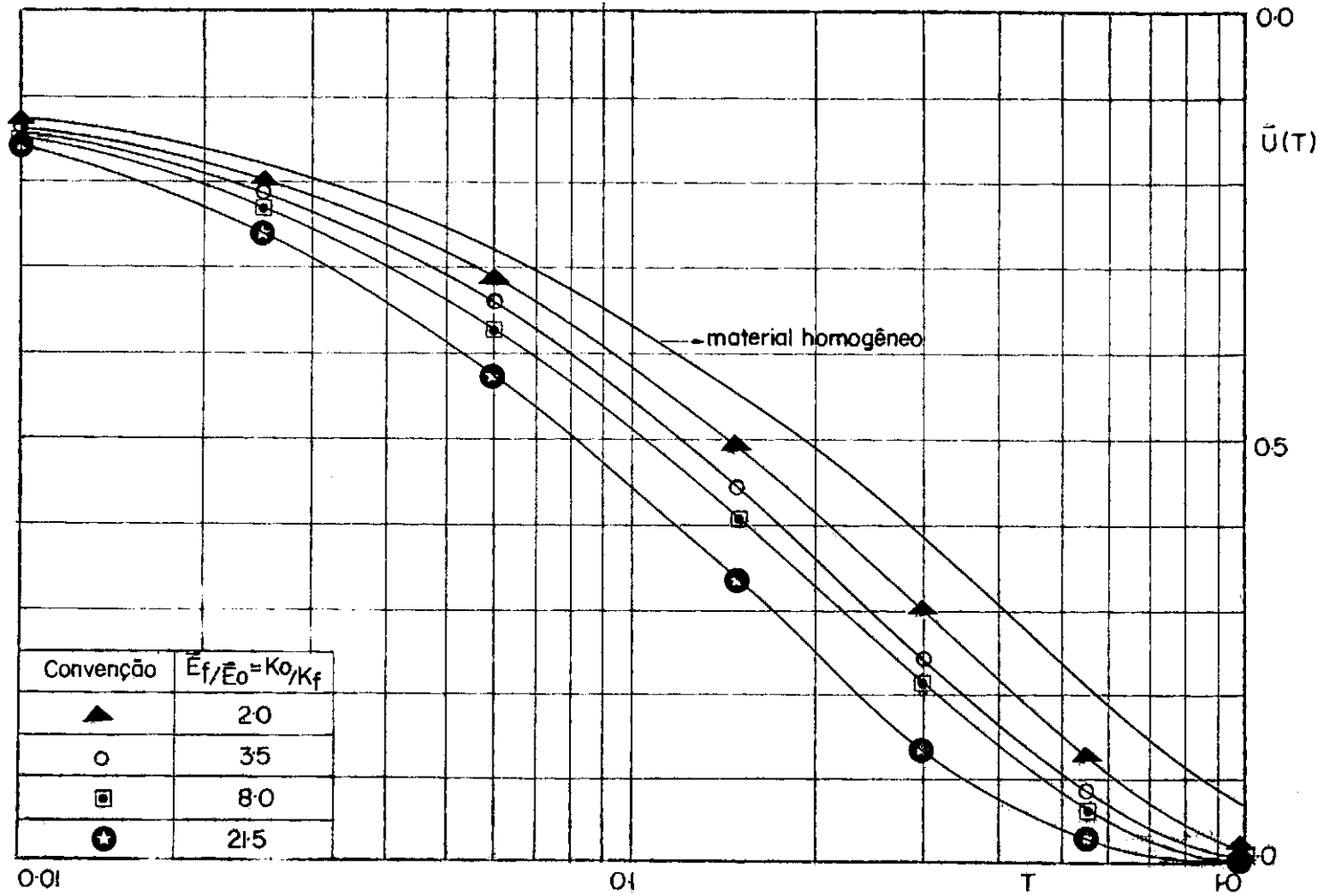
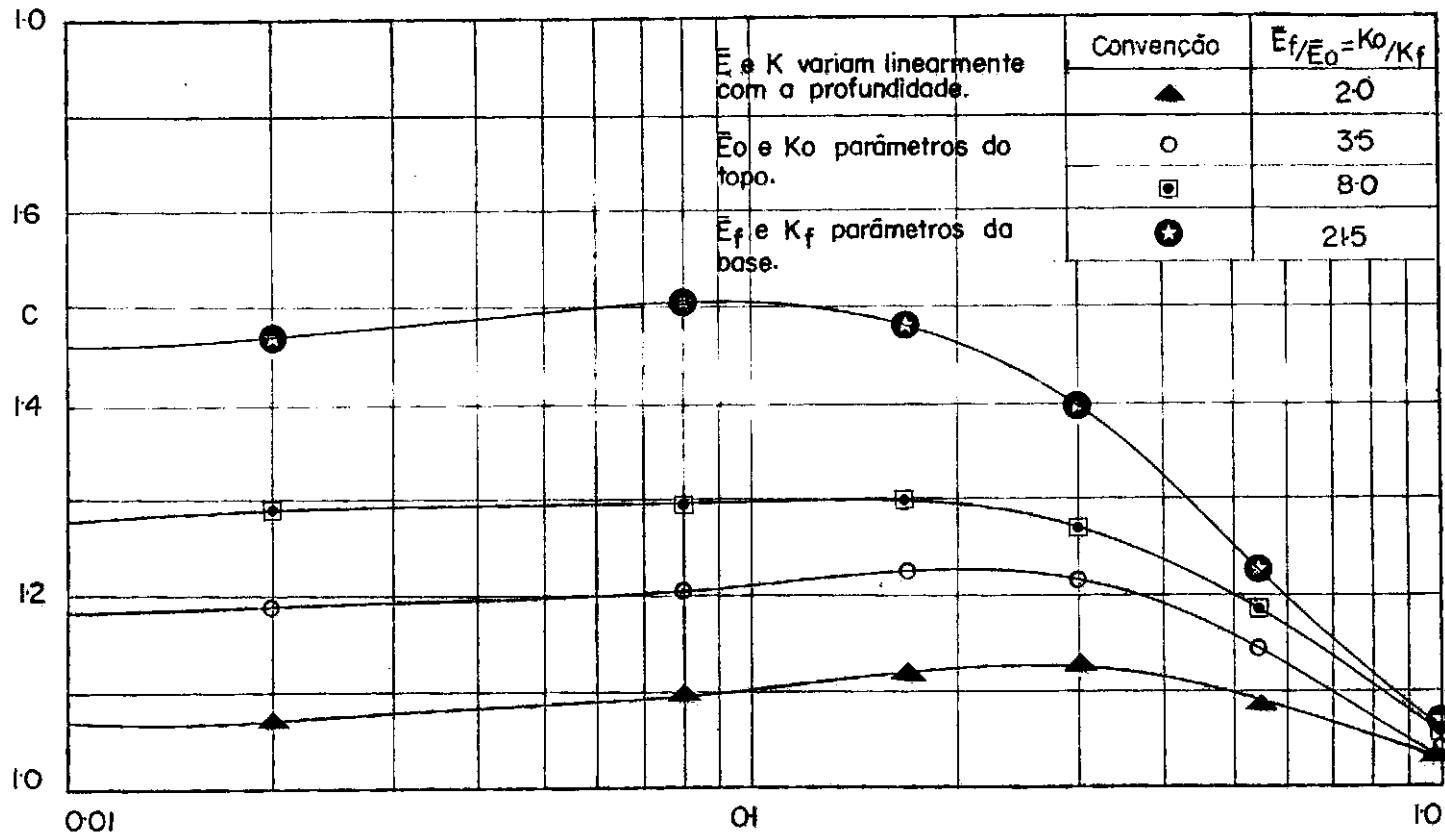


FIG V-24: CURVAS DE PORCENTAGEM DE RECALQUE PARA MATERIAL HETEROGÊNIO EM \bar{E} E K E HOMOGÊNIO EM C_v . DRENAGEM TOPO.

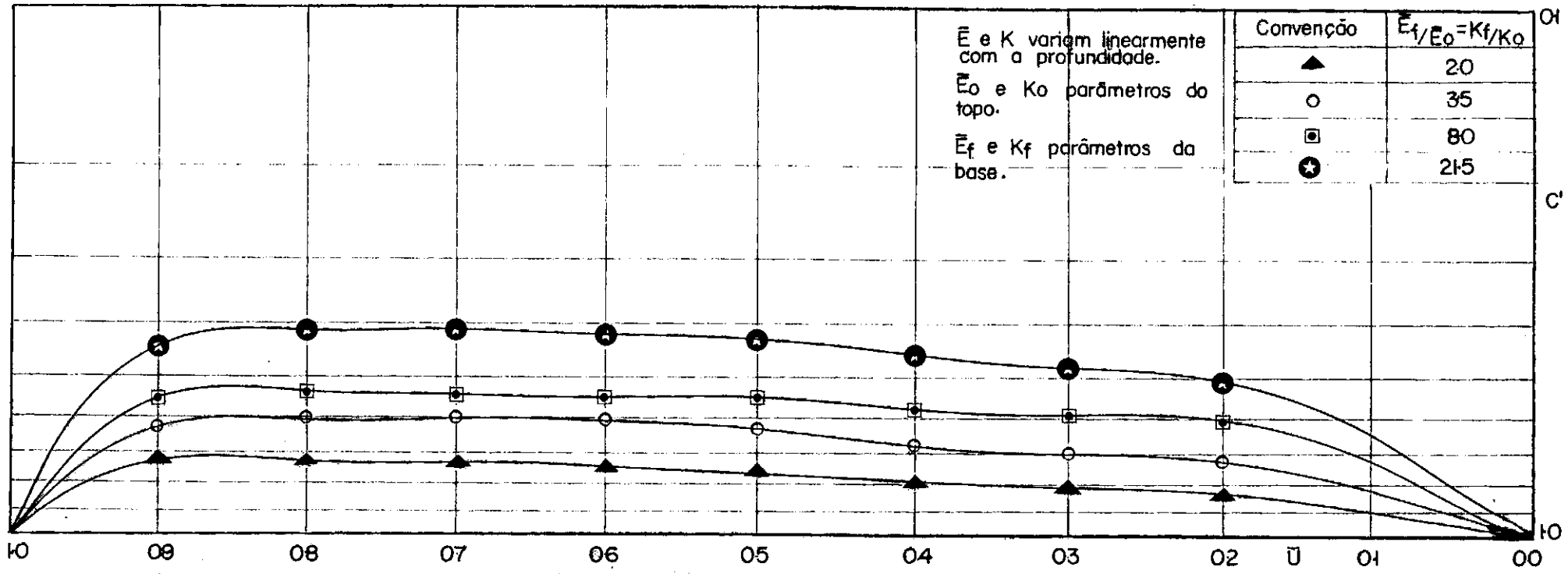


$$C = \frac{\bar{U}_1}{U_2}$$

\bar{U}_1 - dissipação média de poro-pressão para material heterogêneo em \bar{E} e K e homogêneo em C_v .

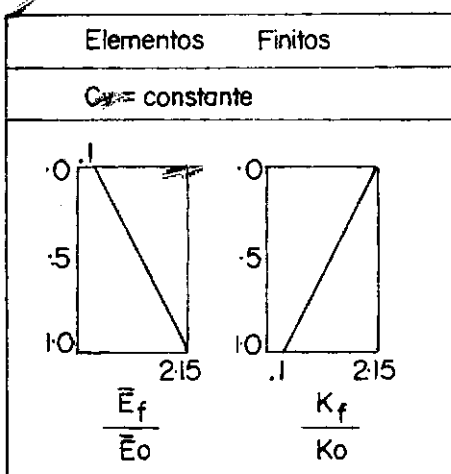
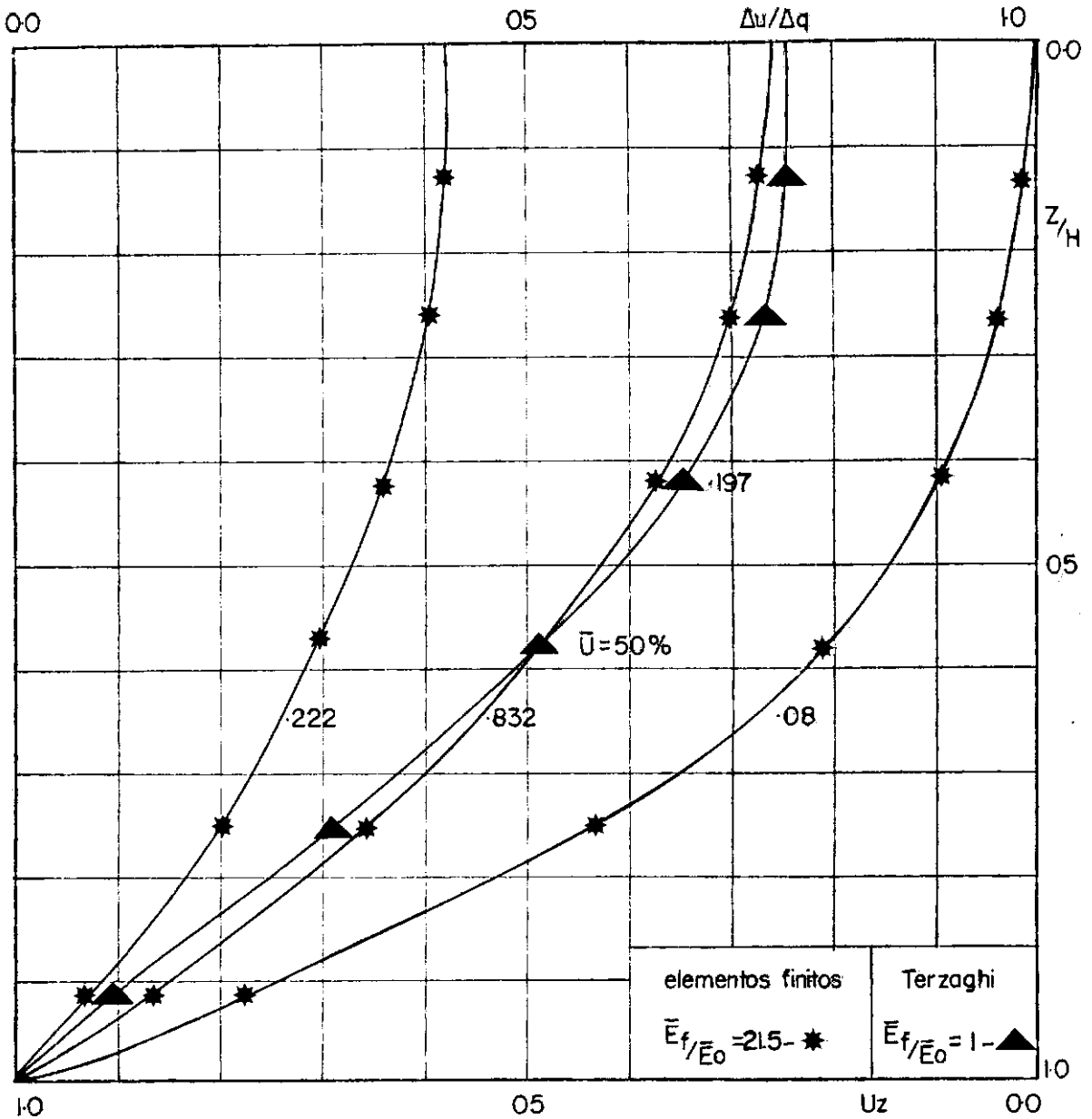
\bar{U}_2 - dissipação média de poro-pressão para material homogêneo em \bar{E} , K e C_v .

FIG V.- 25: VARIAÇÃO MÉDIA DE PORO PRESSÃO DE UM MATERIAL HETEROGÊNEO EM \bar{E} E K E HOMOGÊNEO EM C_v . DRENAGEM TOPO.



$C' = \frac{T_1}{T_2}$, 1 e 2 referem-se, respectivamente, a material heterogêneo e homogêneo

FIG V-26: RELAÇÃO ENTRE FATORES TEMPOS DO MATERIAL HETEROGÊNEO PARA O HOMOGÊNEO DRENAGEM TOPO.



\bar{E}_0, K_0 - módulo de elasticidade efetivo e coeficiente de permeabilidade do topo da camada.

\bar{E}_f, K_f - módulo de elasticidade efetivo e coeficiente de permeabilidade da base.

FIG V-27: CARACTERÍSTICAS DAS ISÓCRONAS DO MATERIAL HETEROGÊNIO EM \bar{E} E K E HOMOGÊNIO EM C_v . DRENAGEM TOPO.

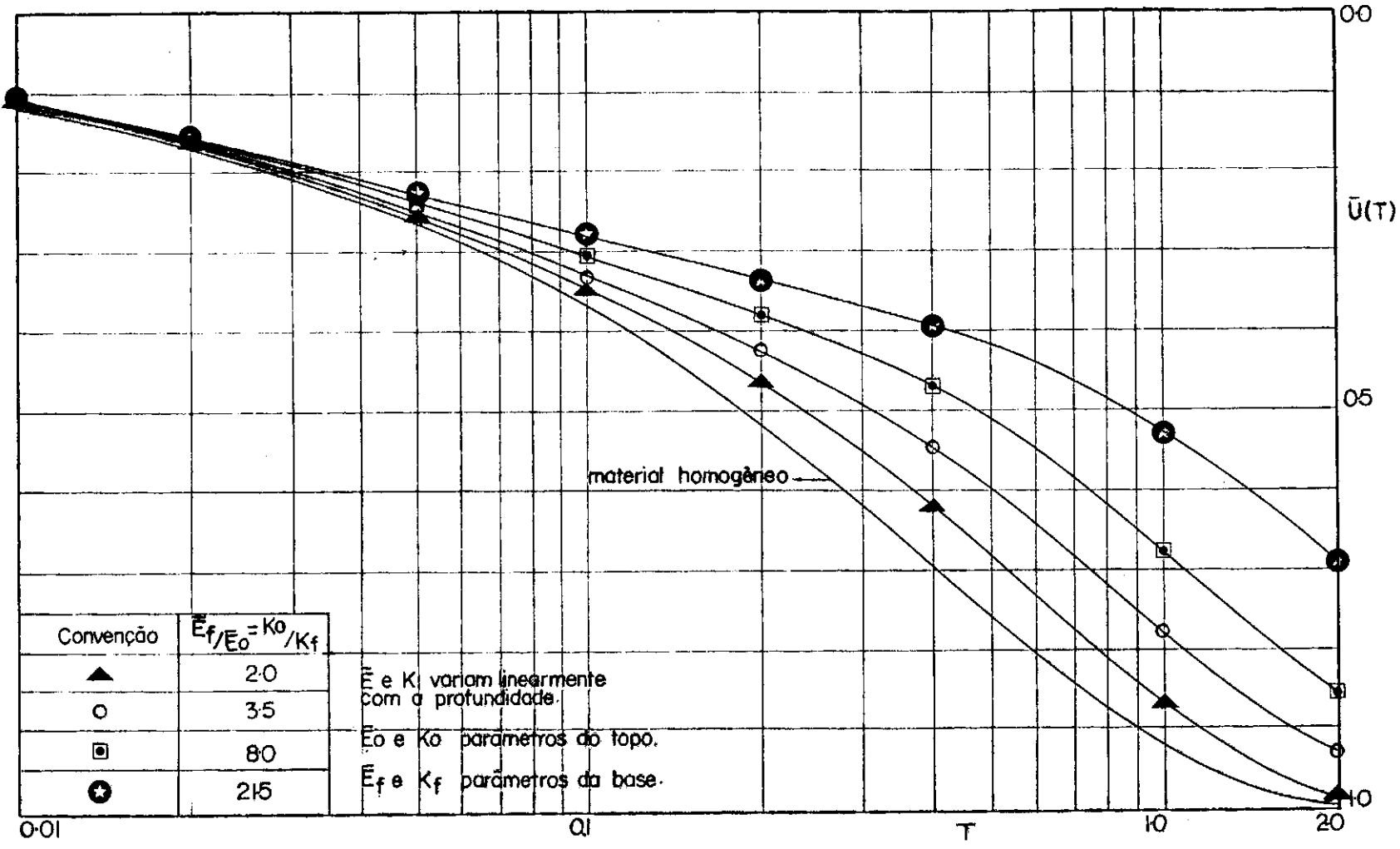


FIG V-28: CURVAS DE PORCENTAGEM DE RECALQUE PARA MATERIAL HETEROGÊNIO EM E E K E HOMOGÊNIO EM C_v . DRENAGEM BASE.

$$C = \frac{\bar{U}_1}{\bar{U}_2}$$

\bar{U}_1 - dissipação média de poro-pressão para material heterogêneo em \bar{E} e K e homogêneo em C_v .

\bar{U}_2 - dissipação média de poro-pressão para material homogêneo.

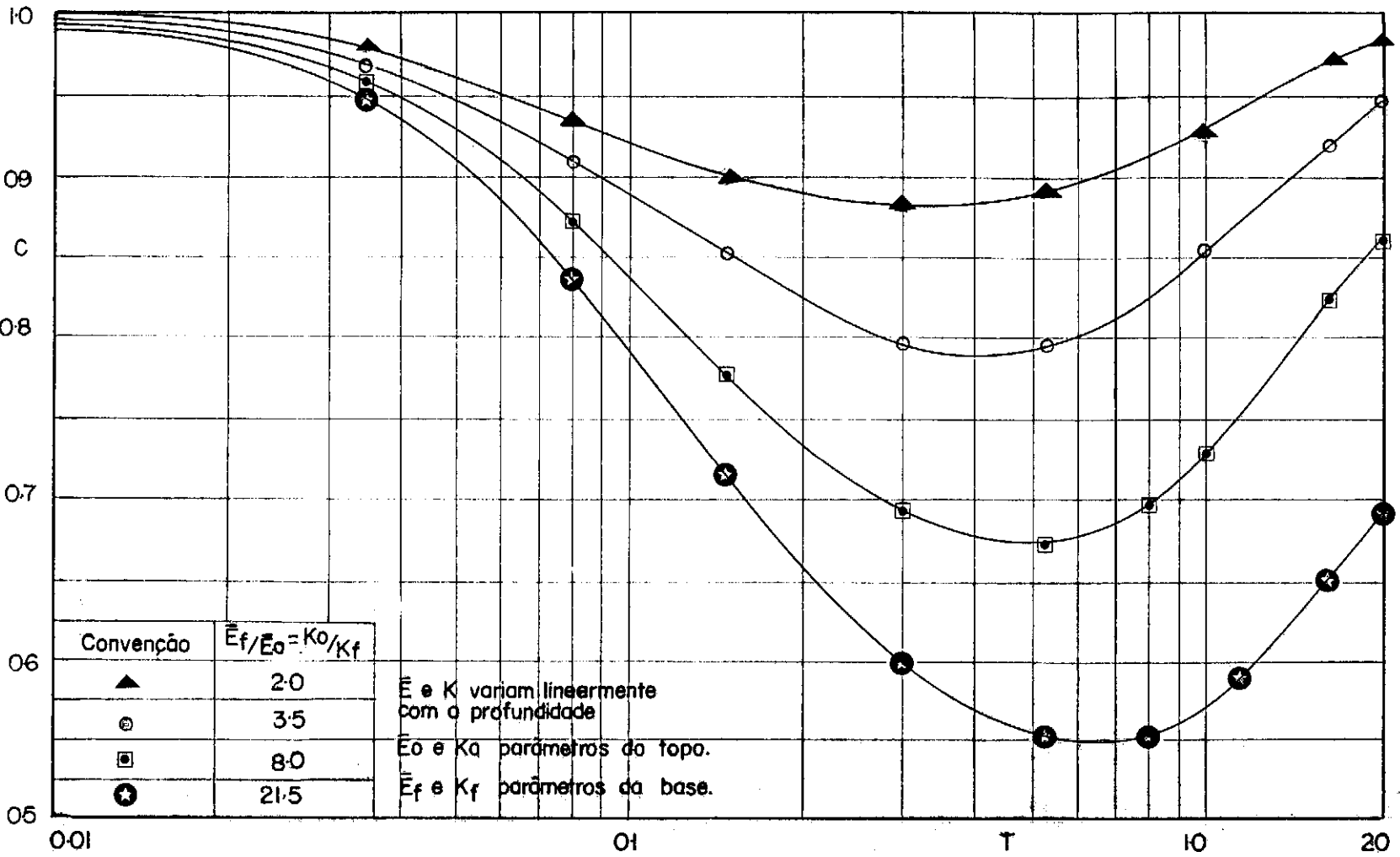


FIG V-29: VARIACÃO MÉDIA DE PORO-PRESSÃO DE UM MATERIAL HETEROGÊNIO EM RELAÇÃO A UM MATERIAL HOMOGÊNIO. DRENAGEM BASE.

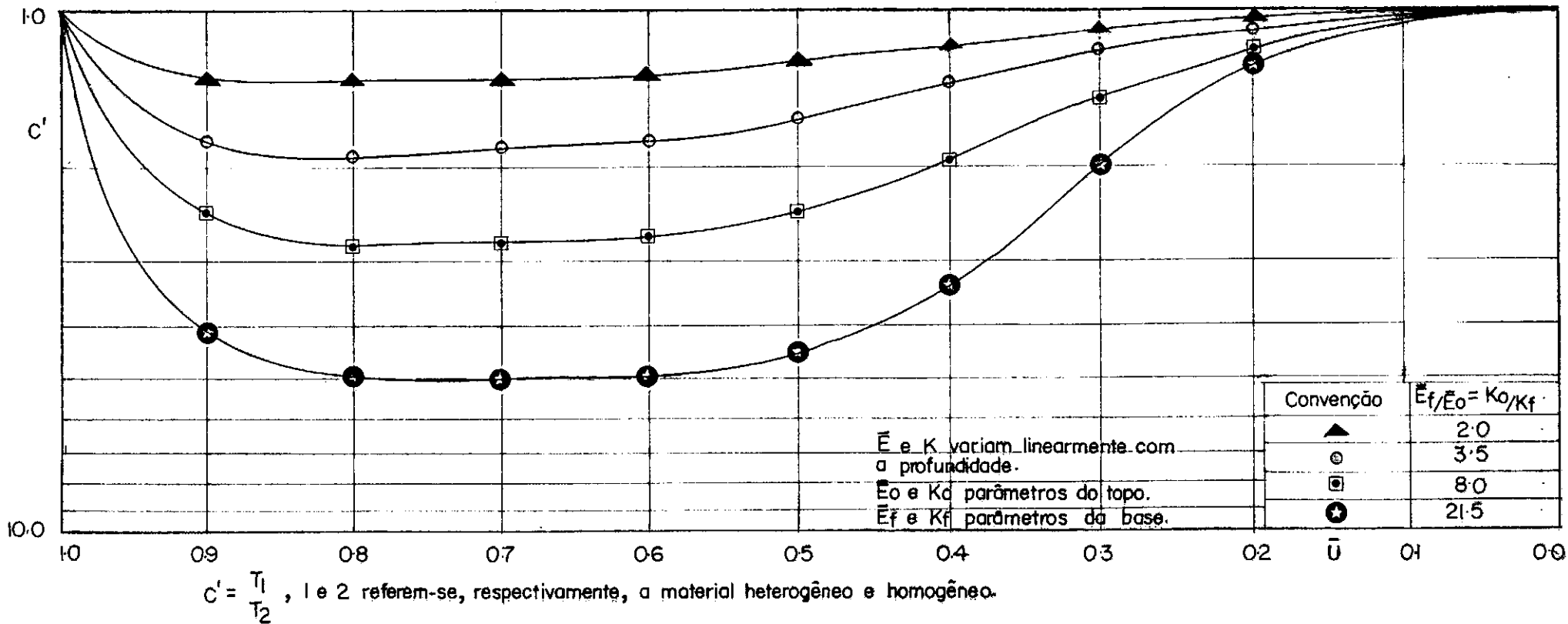


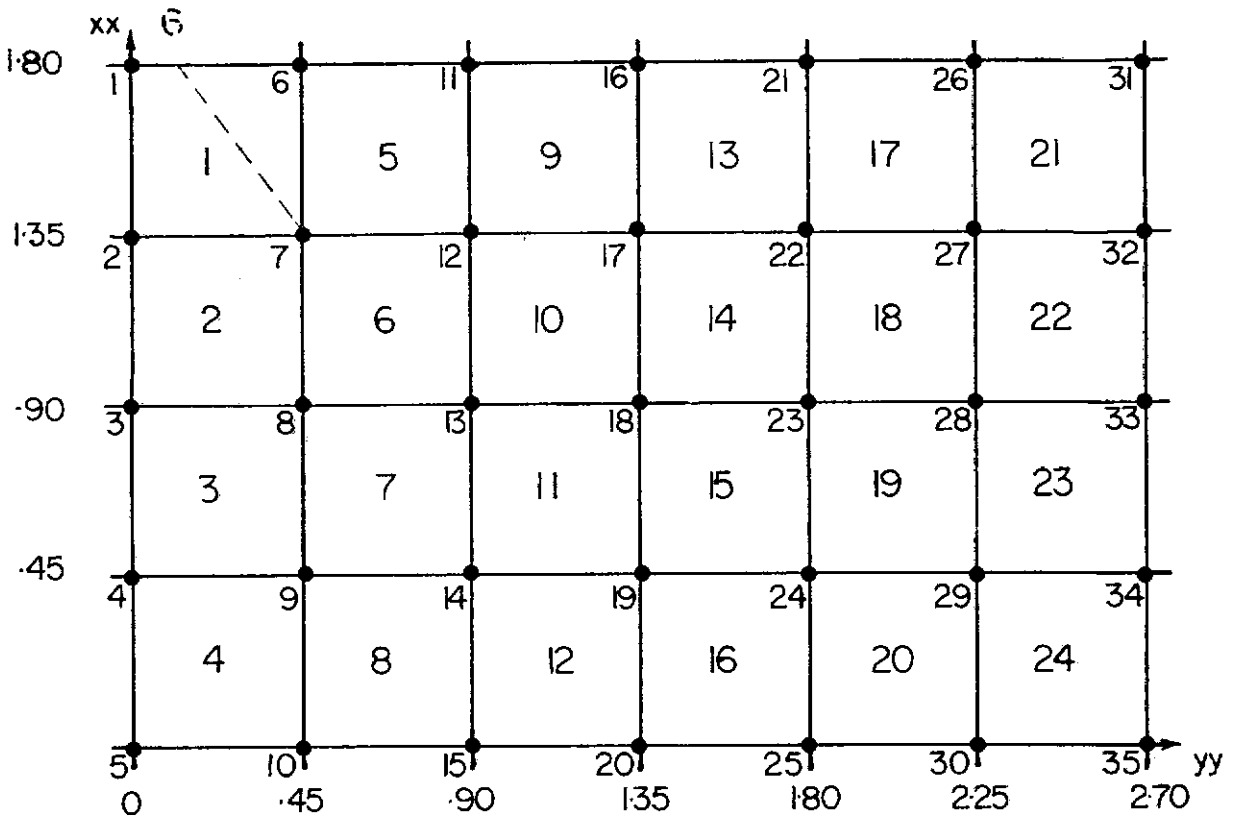
FIG V-30: RELAÇÃO ENTRE FATORES TEMPOS DO MATERIAL HETEROGÊNIO E HOMOGÊNIO. DRENAGEM BASE.

ENSAIO PARASITA			ENSAIO UNIDIRECIONAL COM DRENAGEM HORIZONTAL E PARASITA			
SOLO			SOLO			
	1	2	1	2	3	4
\bar{E}	30	30	30	30	30	30
K_v	10^{-7}	10^{-7}	10^{-7}	10^{-7}	10^{-7}	10^{-7}
K_h	10^{-7}	10^{-7}	10^{-7}	2×10^{-7}	5×10^{-7}	10^{-6}
$\bar{\sigma}$	0.333	0.333	0.333	0.333	0.333	0.333

$E - \text{Kg/cm}^2$

$K - \text{cm/seg}$

FIG VI-1: PARÂMETROS DO SOLO.



$R \approx 2.7 \text{ cm}$

abscissa do no 6	θ / r
.45 (cm)	16.6%
.00675 (cm)	0.25%
.01350 (cm)	0.50%
.02700 (cm)	1.00%
.05400 (cm)	2.00%

FIG VI-2: REDE DE ELEMENTOS FINITOS.

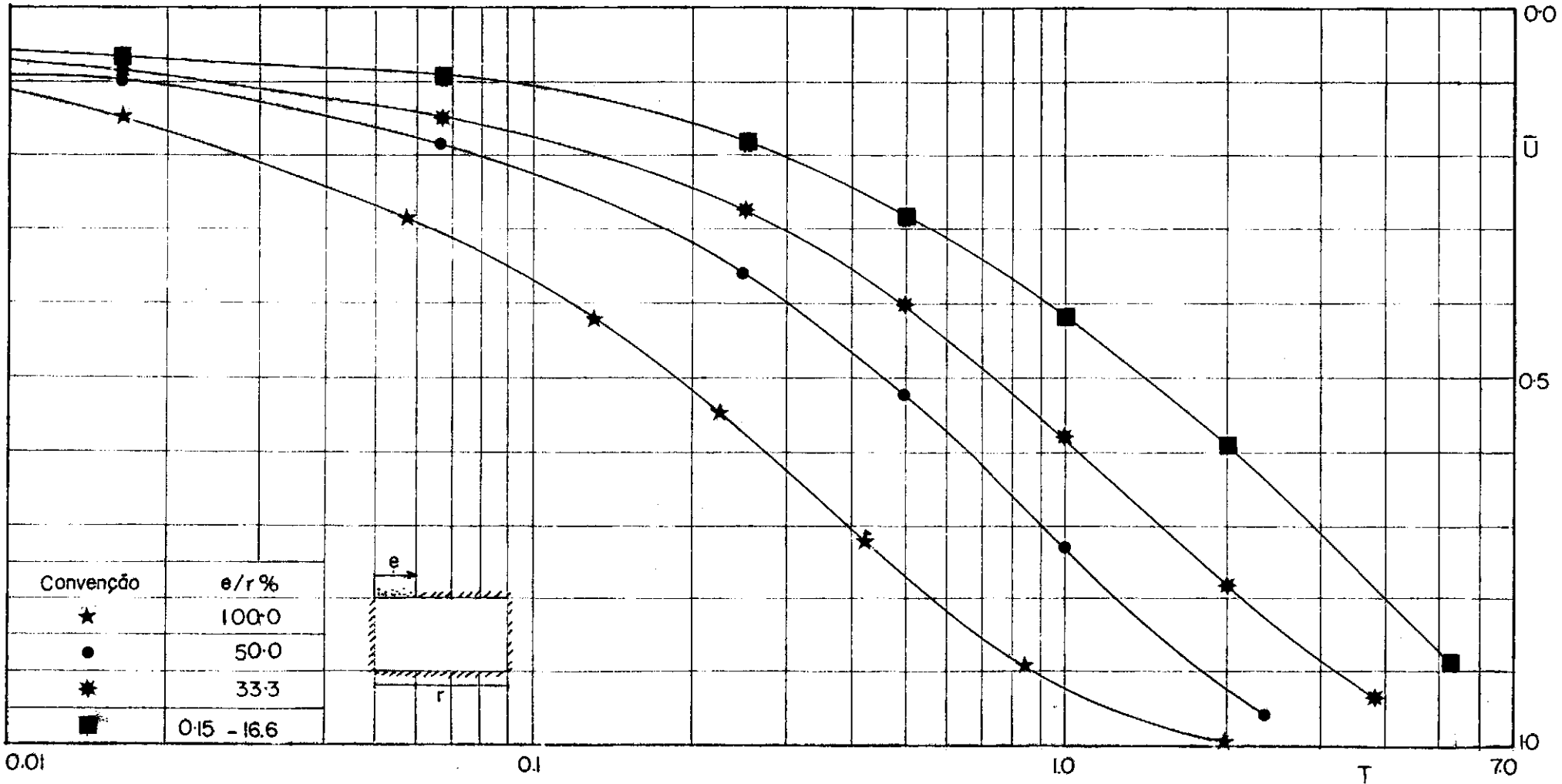


FIG VI-3: ENSAIO PARASITA

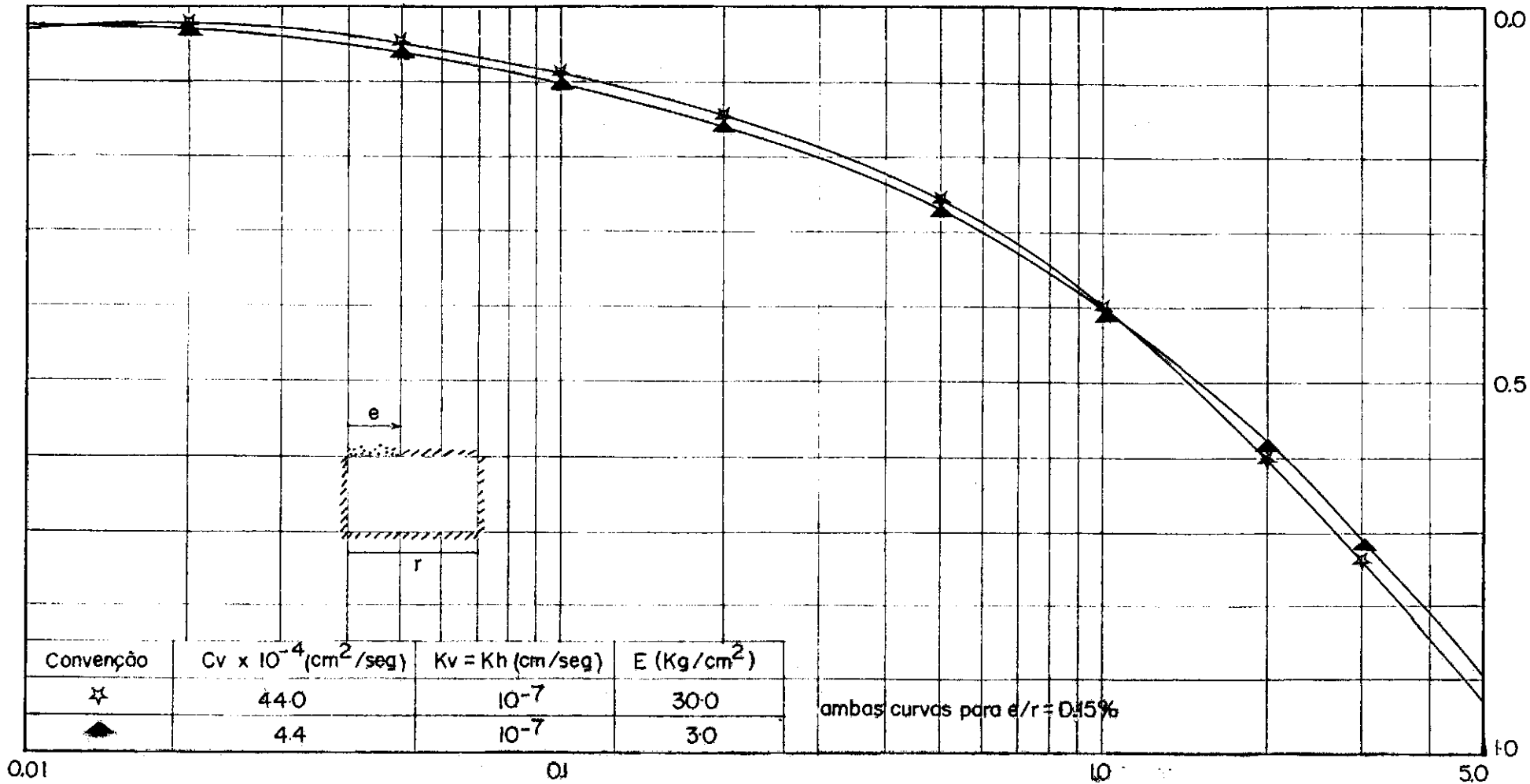
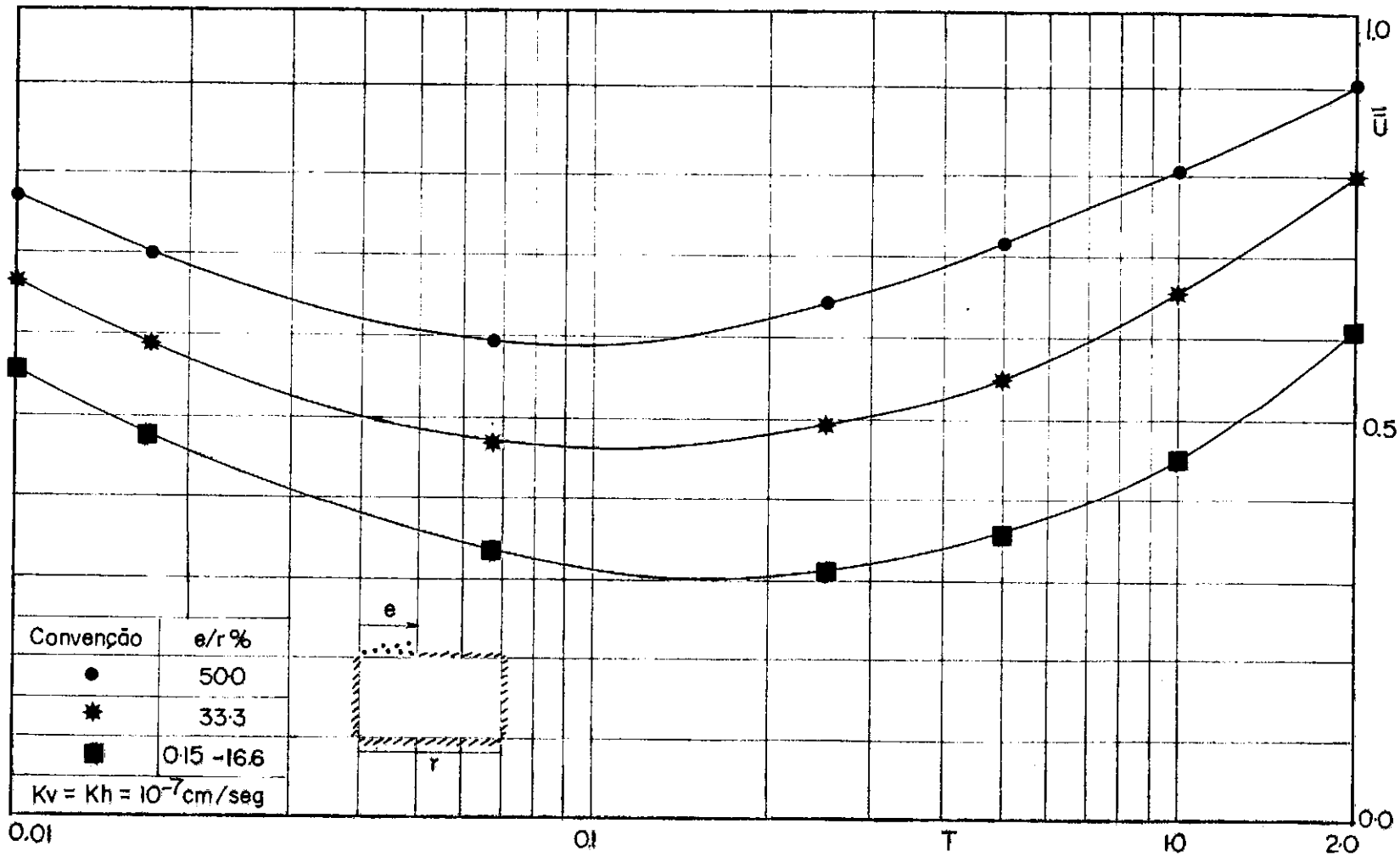


FIG V_b-4: COMPARAÇÃO ENTRE CURVAS TEMPOS X RECALQUE PARA $e/r = 0.15$ E C_v s DIFERENTES.



$$\bar{U} = \frac{\bar{U}_p}{\bar{U}_{ed}}$$

\bar{U}_p - porcentagem média de adensamento do ensaio parasita.

\bar{U}_{ed} - porcentagem média de adensamento do ensaio edométrico.

FIG VI-5: COMPARAÇÃO DA MÉDIA DE PORO-PRESSÃO DO ENSAIO PARASITA COM A DO ENSAIO EDOMÉTRICO.

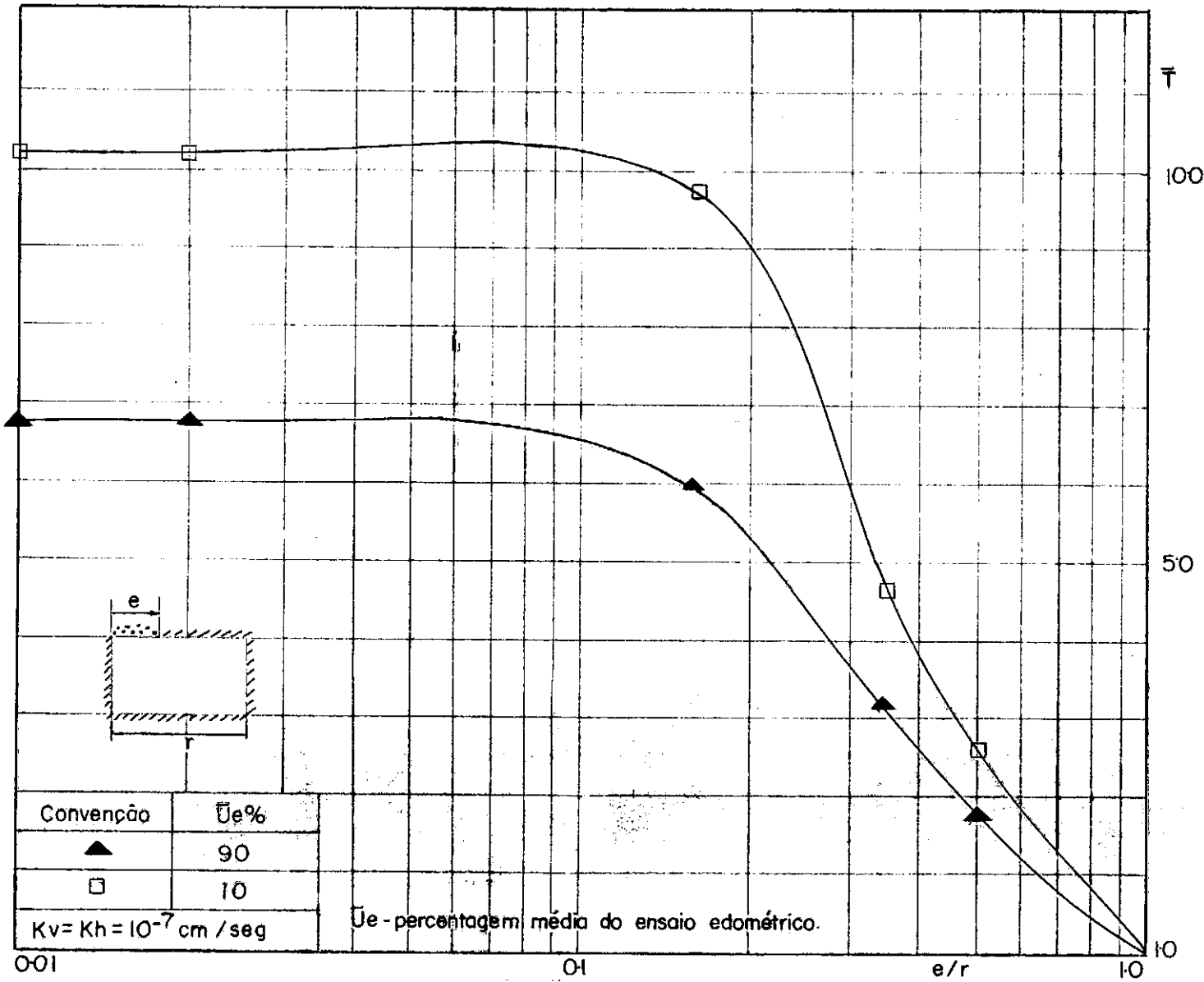


FIG VI-6: RETARDO DE TEMPO DEVIDO A DIMINUIÇÃO DA CONDIÇÃO DE DRENAGEM.

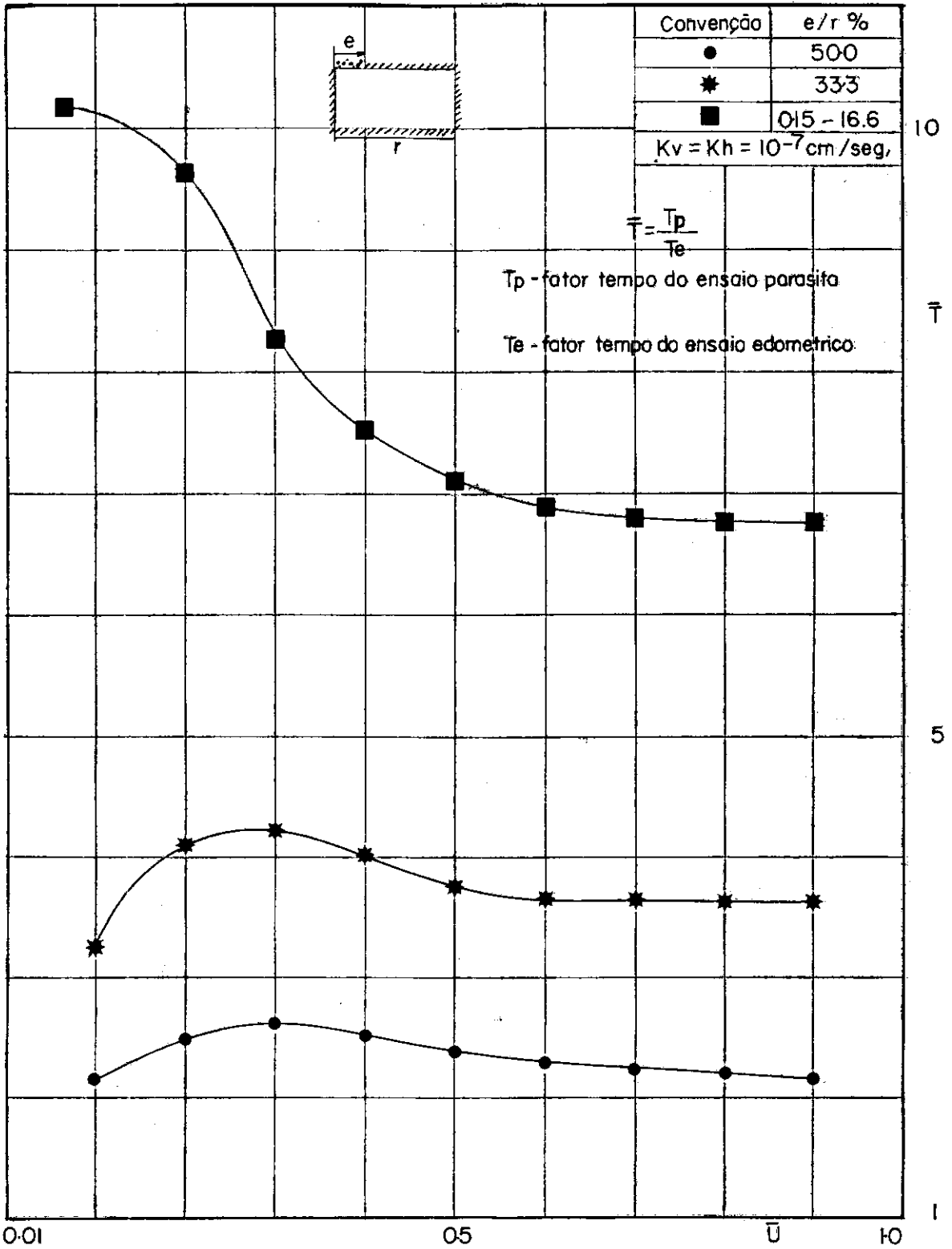
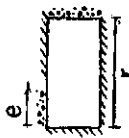


FIG VI - 7: RELAÇÃO ENTRE \bar{T} E \bar{U} PARA DIVERSOS e/r .

CONDIÇÕES DE DRENAGEM	PARÂMETROS DO SOLO				
	SOLO 1	SOLO 2	SOLO 3	SOLO 4	
 $e = 0,5\%; 2\%; 16\%$ $33\%; 50\%; 100\%$	30	30	30	30	\bar{E}
	10^{-7}	10^{-7}	10^{-7}	10^{-7}	K_v
	10^{-7}	2×10^{-7}	5×10^{-7}	10^{-6}	K_h
	0,333	0,333	0,333	0,333	\bar{C}

$E - \text{Kg/cm}^2, \quad K - \text{cm/seg}$

FIG. VI-8: CONDIÇÕES DE DRENAGEM E PARÂMETROS DO SOLO PARA ENSAIO UNIDIRECIONAL COM DRENAGEM HORIZONTAL E PARASITA.

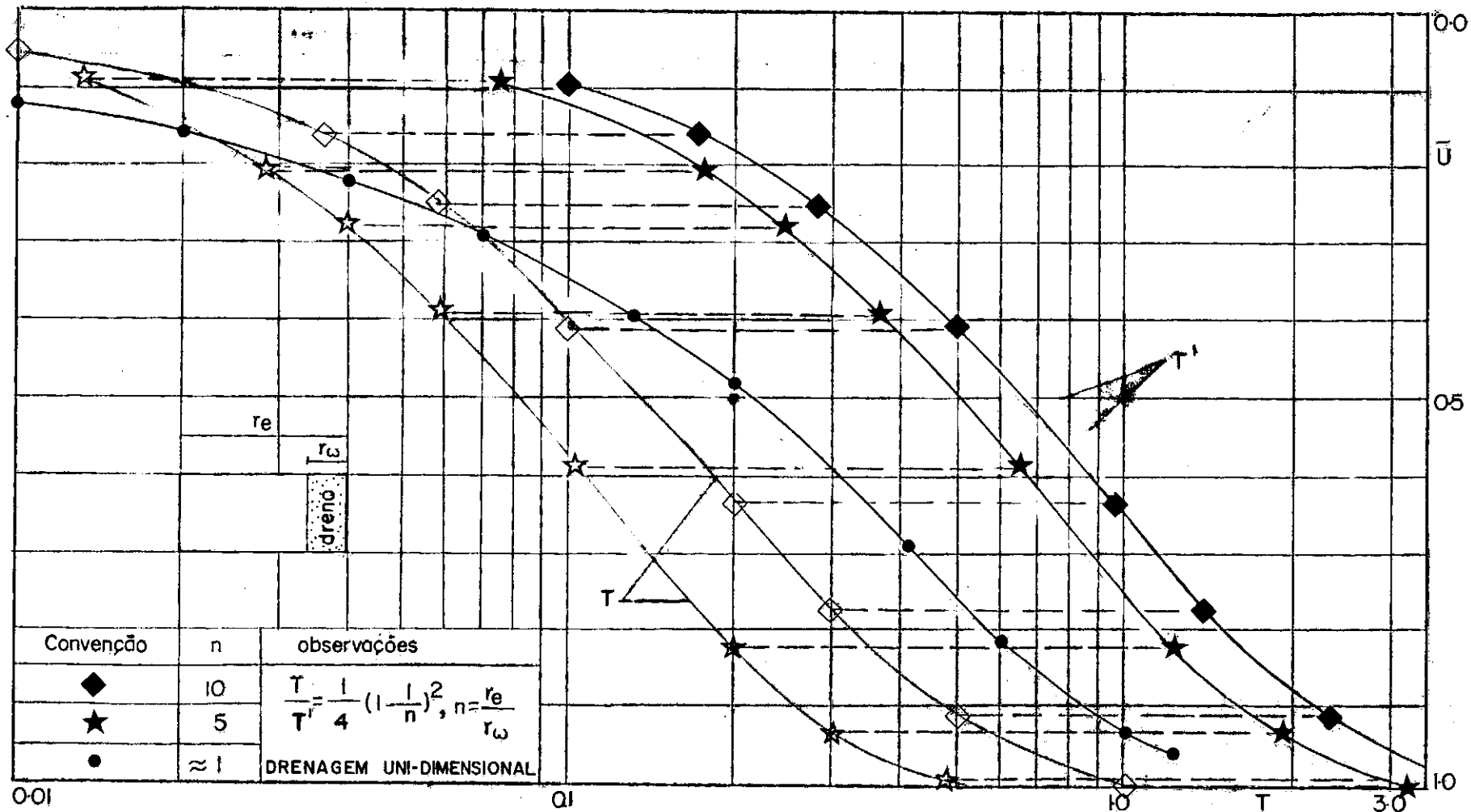


FIG VI-9: ENSAIO RADIAL COM DRENAGEM UNI E . BIDIMENSIONAL .

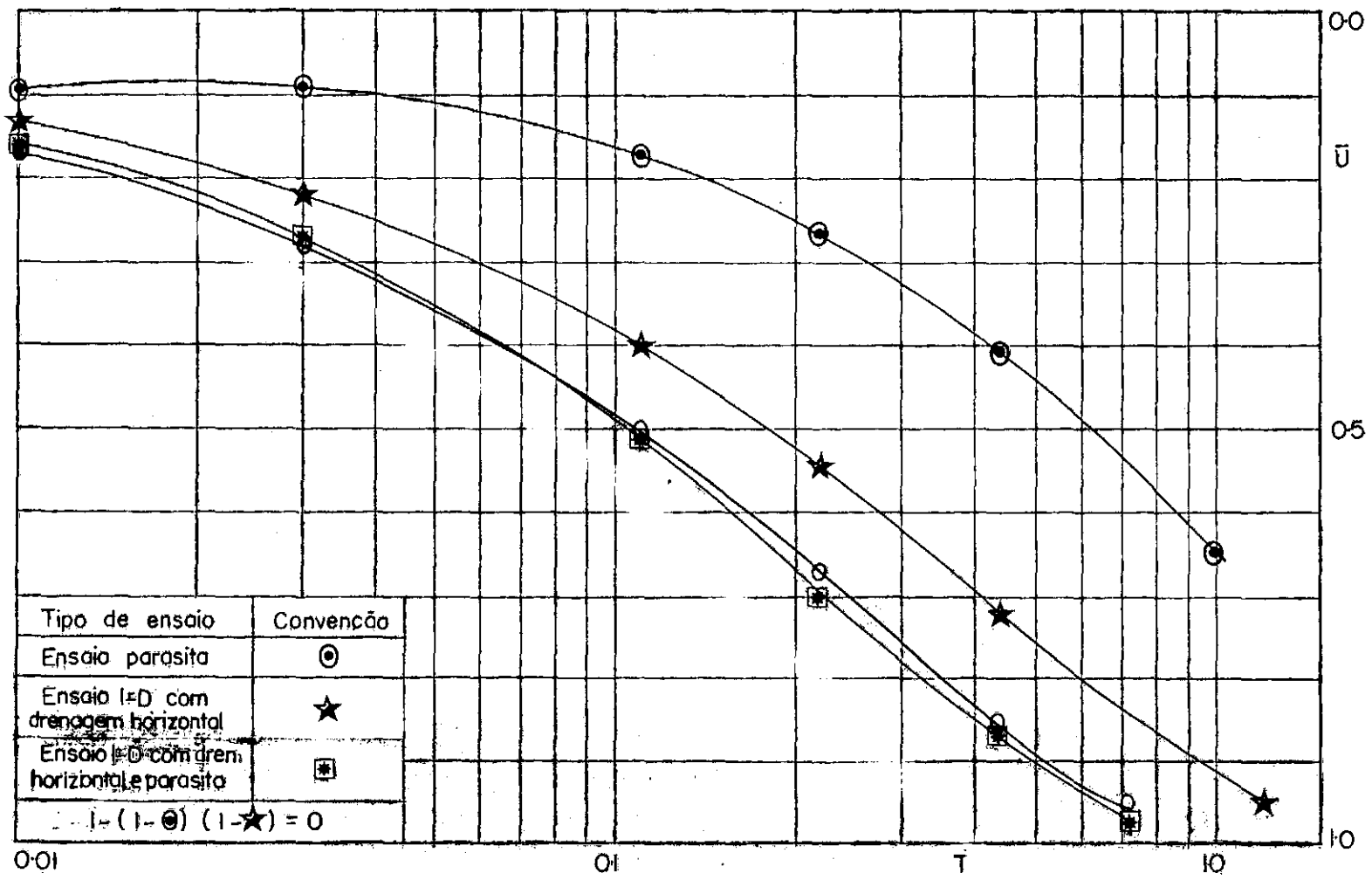


FIG VI-10: VERIFICAÇÃO DA VALIDADE DA SUPERPOSIÇÃO DOS EFEITOS DO ENSAIO UNIDIRECIONAL COM DRENAGEM HORIZONTAL E PARASITA.

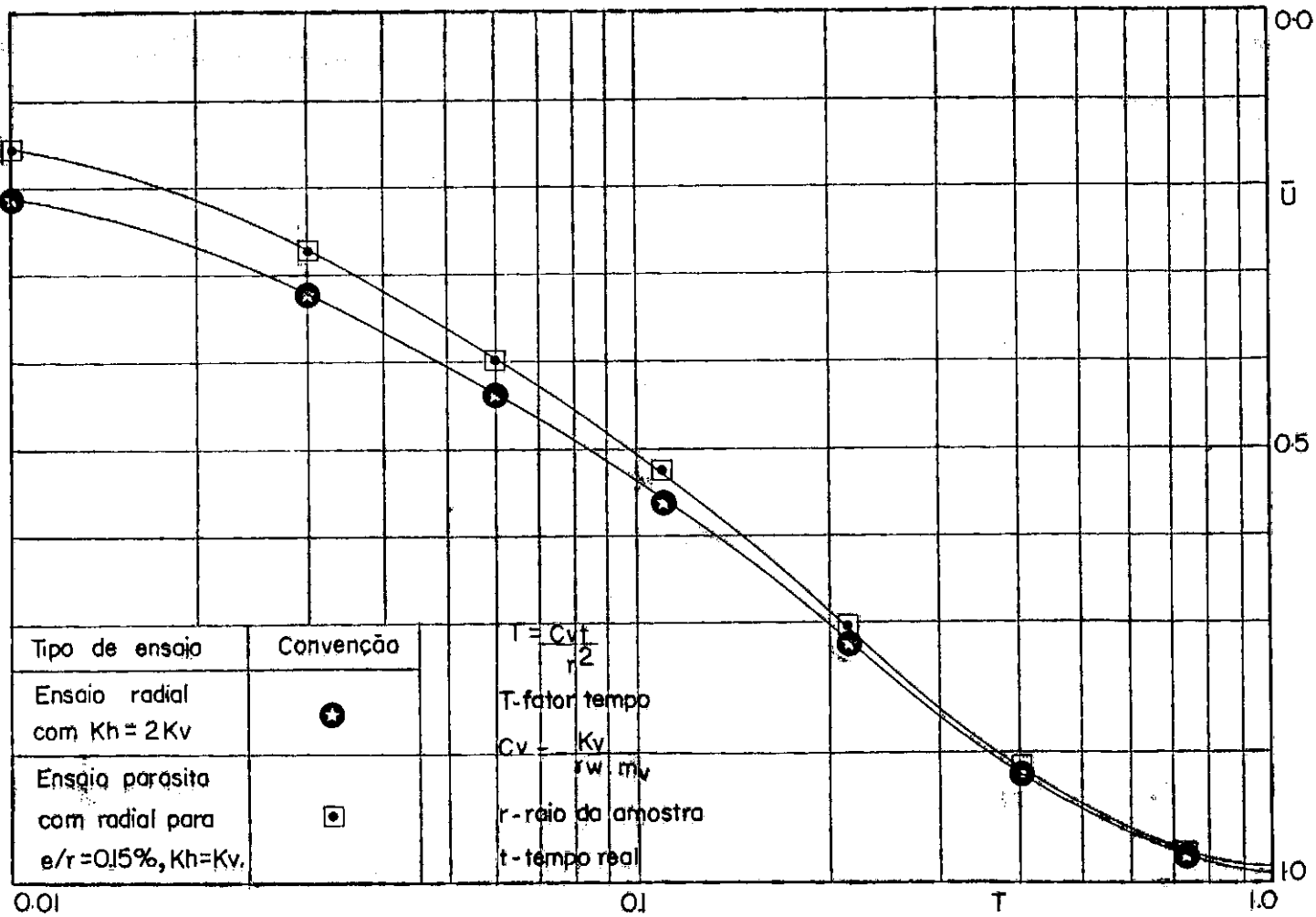


FIG VI-11: VERIFICAÇÃO DO ERRO NA DETERMINAÇÃO DA PERMEABILIDADE HORIZONTAL, OBTIDA PELO ENSAIO RADIAL INTERNO.

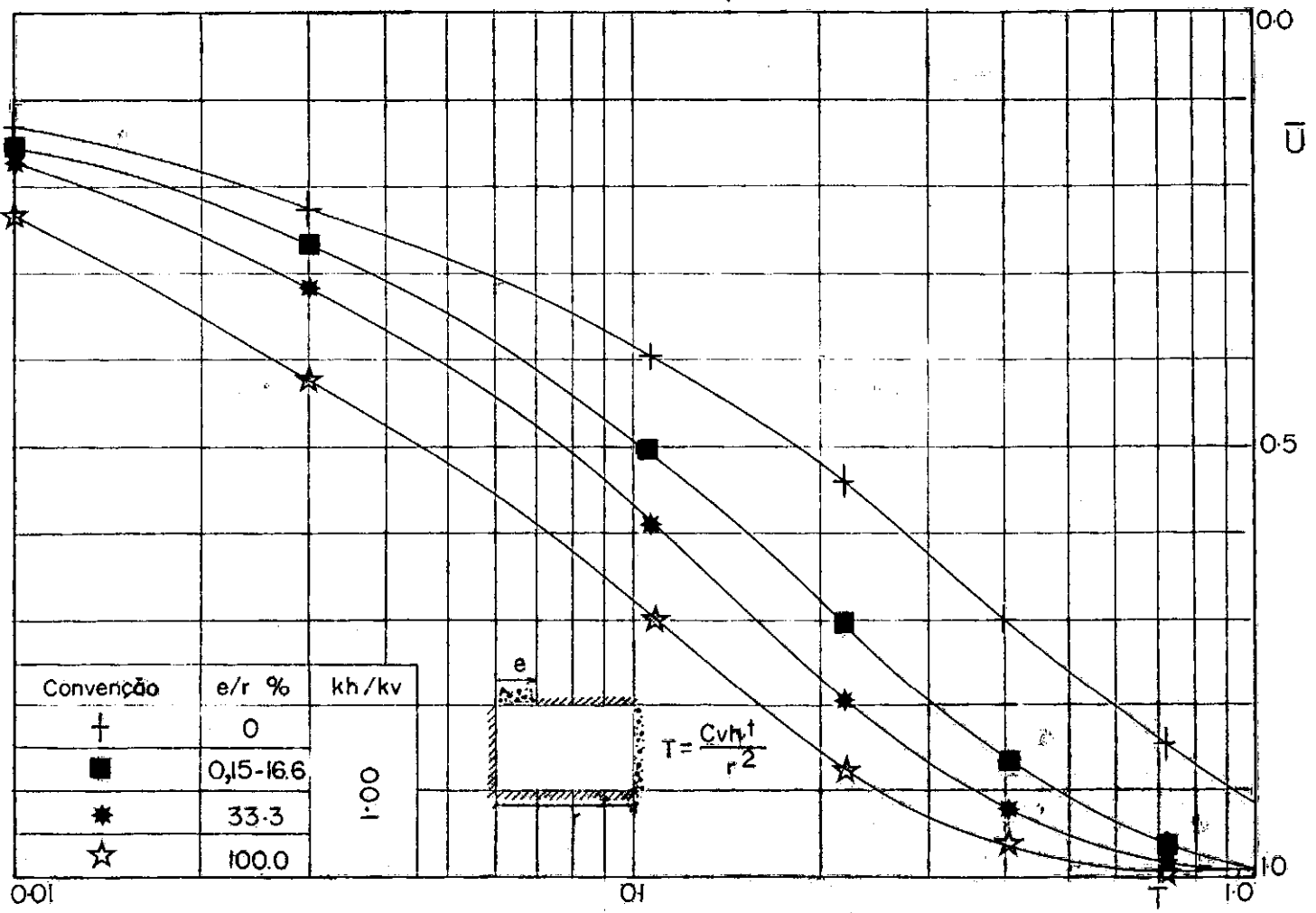


FIG VI-12; COMPORTAMENTO DE PORO-PRESSÃO DO ENSAIO DEFLAÇÃO UNIDIRECIONAL COM DRENAGEM HORIZONTAL COM OU SEM DRENAGEM PARASITA DE MATERIAL HOMOGÊNEO E ISÓTROPICO

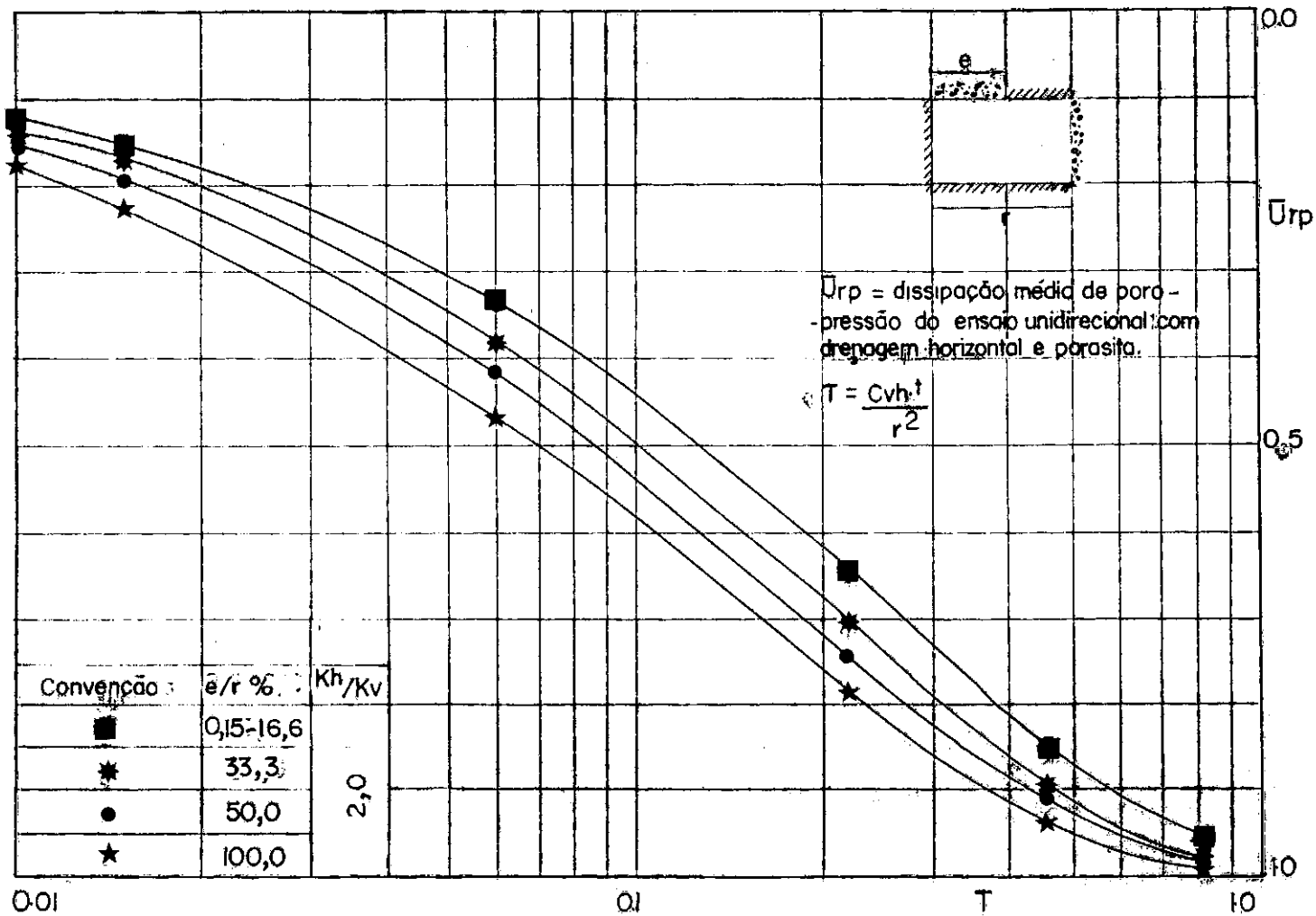


FIG VI-13a: COMPORTAMENTO MÉDIO DE PORO-PRESSÃO DO ENSAIO UNIDIRECIONAL COM DRENAGEM HORIZONTAL E PARASITA DE MATERIAL HOMOGÊNEO E ANISOTRÓPICO EM RELAAO A PERMEABILIDADE.

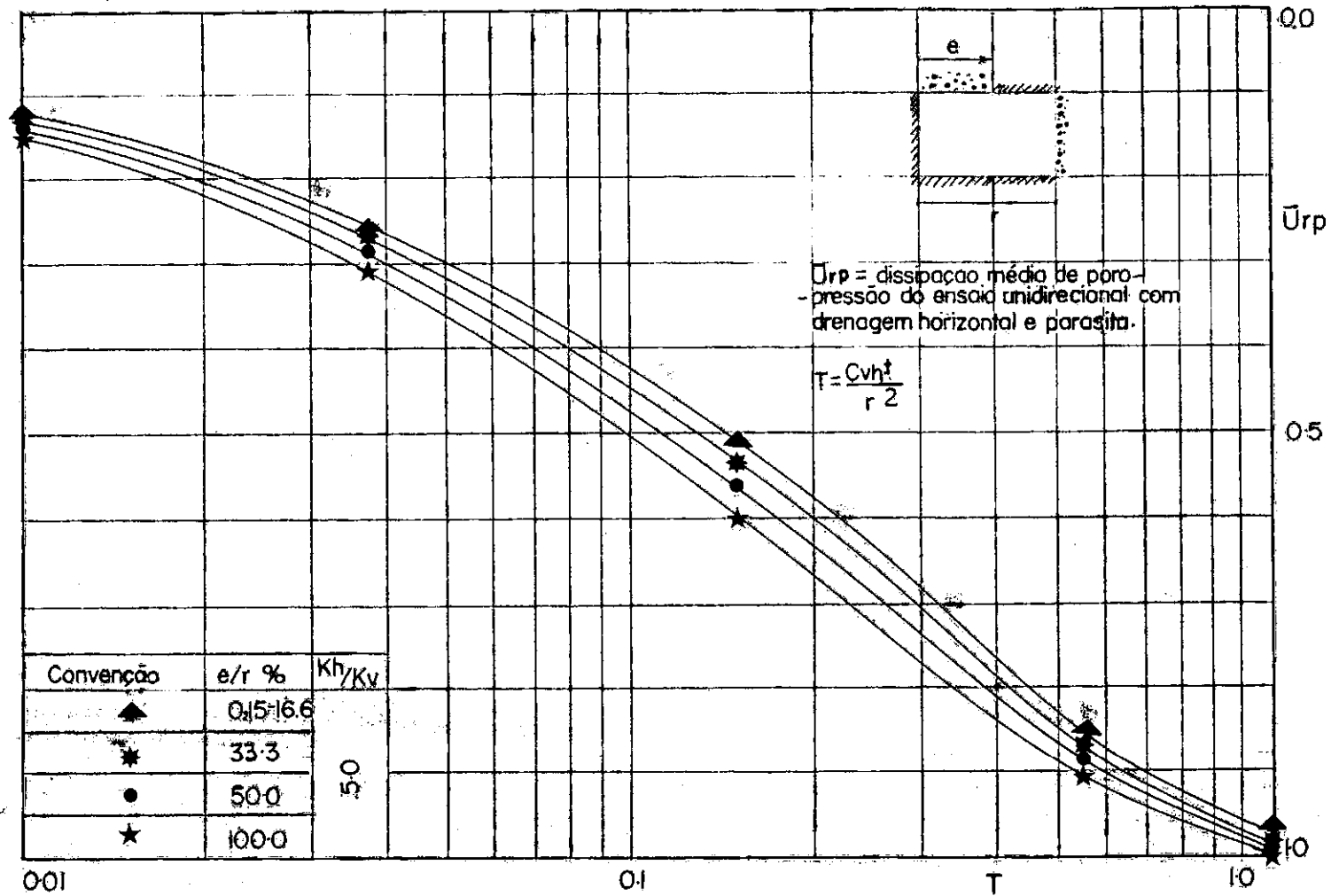


FIG VI-13 b: COMPORTAMENTO MÉDIO DE PORO-PRESSÃO DO ENSAIO UNIDIRECIONAL COM DRENAGEM HORIZONTAL E PARASITA, DE MATERIAL HOMOGÊNIO E ANISOTRÓPICO EM RELAÇÃO A PERMEABILIDADE.

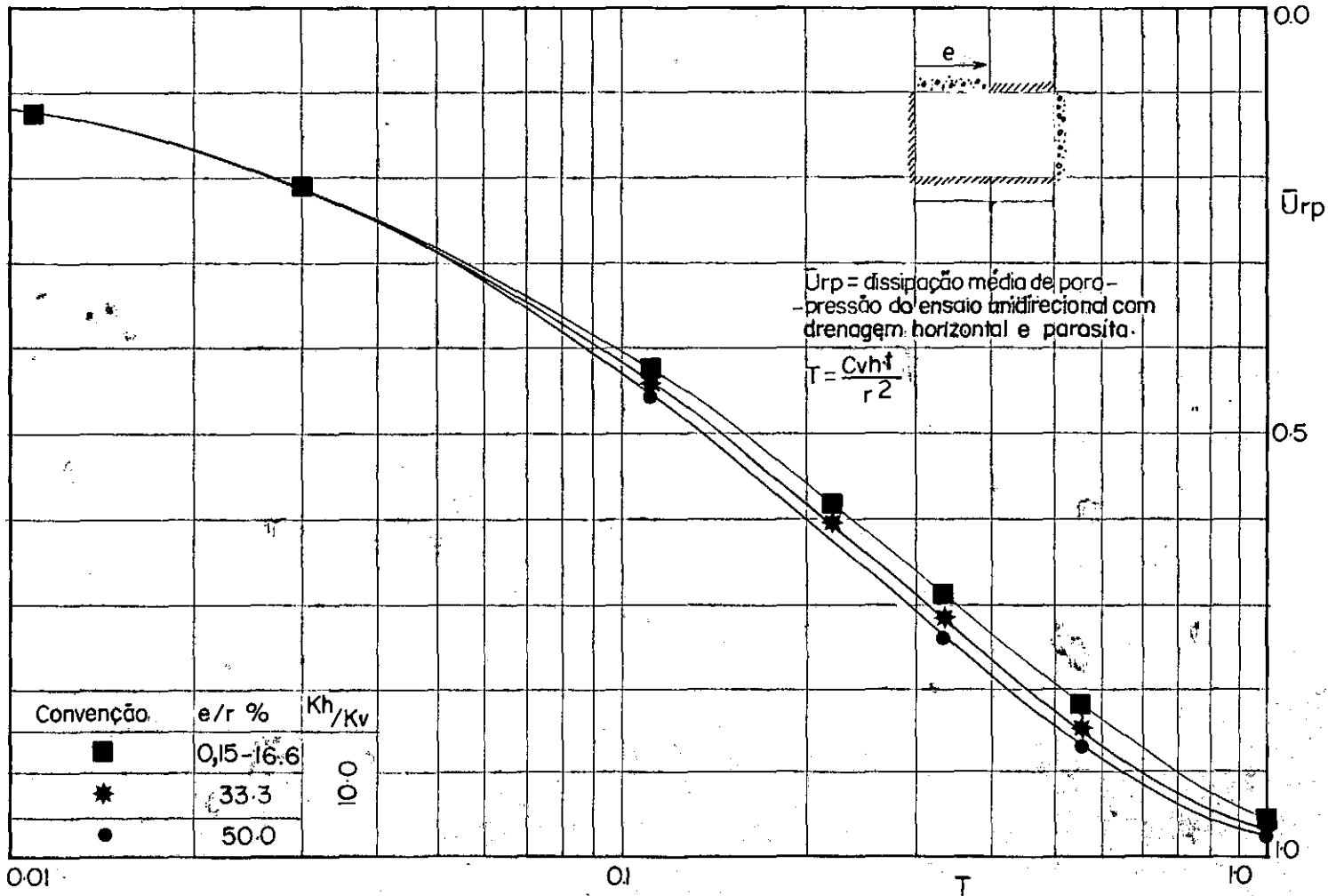


FIG VI-13c: COMPORTAMENTO MÉDIO DE PORO PRESSÃO DO ENSAIO UNIDIRECIONAL COM DRENAGEM HORIZONTAL E PARASITA, DE MATERIAL HOMOGÊNEO E ANISOTRÓPICO EM RELAÇÃO A PERMEABILIDADE.

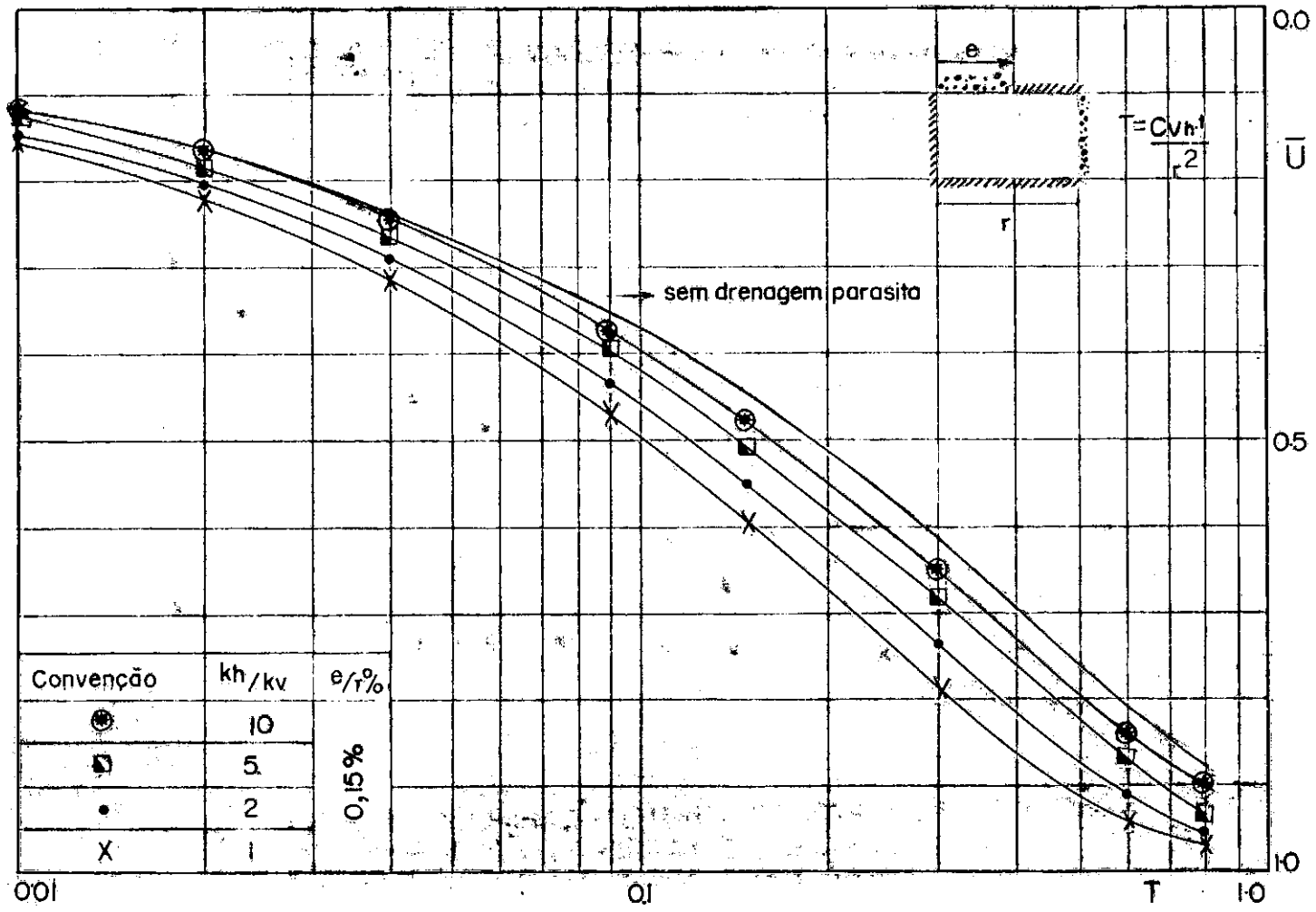


FIG VI-14: COMPORTAMENTO MÉDIO DE PORO-PRESSÃO COM OU SEM DRENAGEM PARASITA NO ENSAIO UNIDIRECIONAL COM DRENAGEM HORIZONTAL.

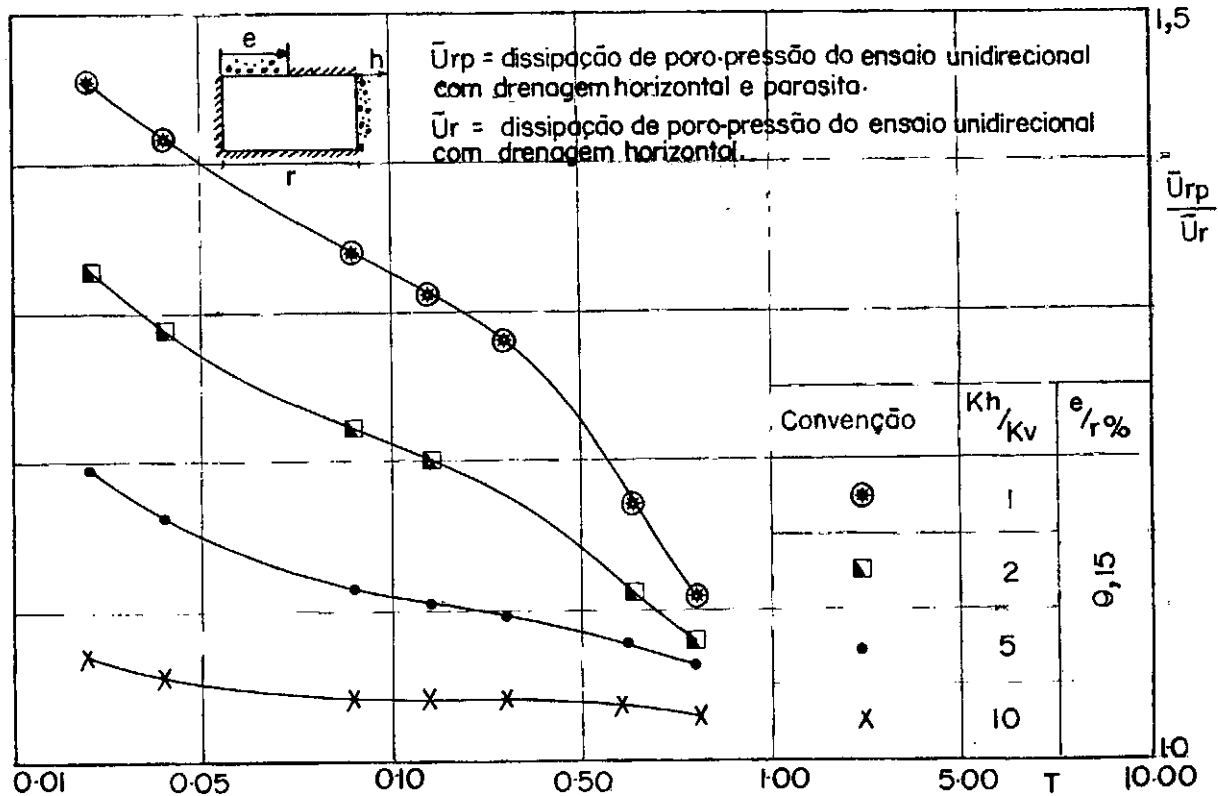


FIG.VI-15: COMPARAÇÃO ENTRE A VELOCIDADE DE DISSIPAÇÃO DE PORO-PRESSÃO DO ENSAIO UNIDIRECIONAL COM DRENAGEM HORIZONTAL E PARASITA E A DO ENSAIO UNIDIRECIONAL COM DRENAGEM HORIZONTAL.

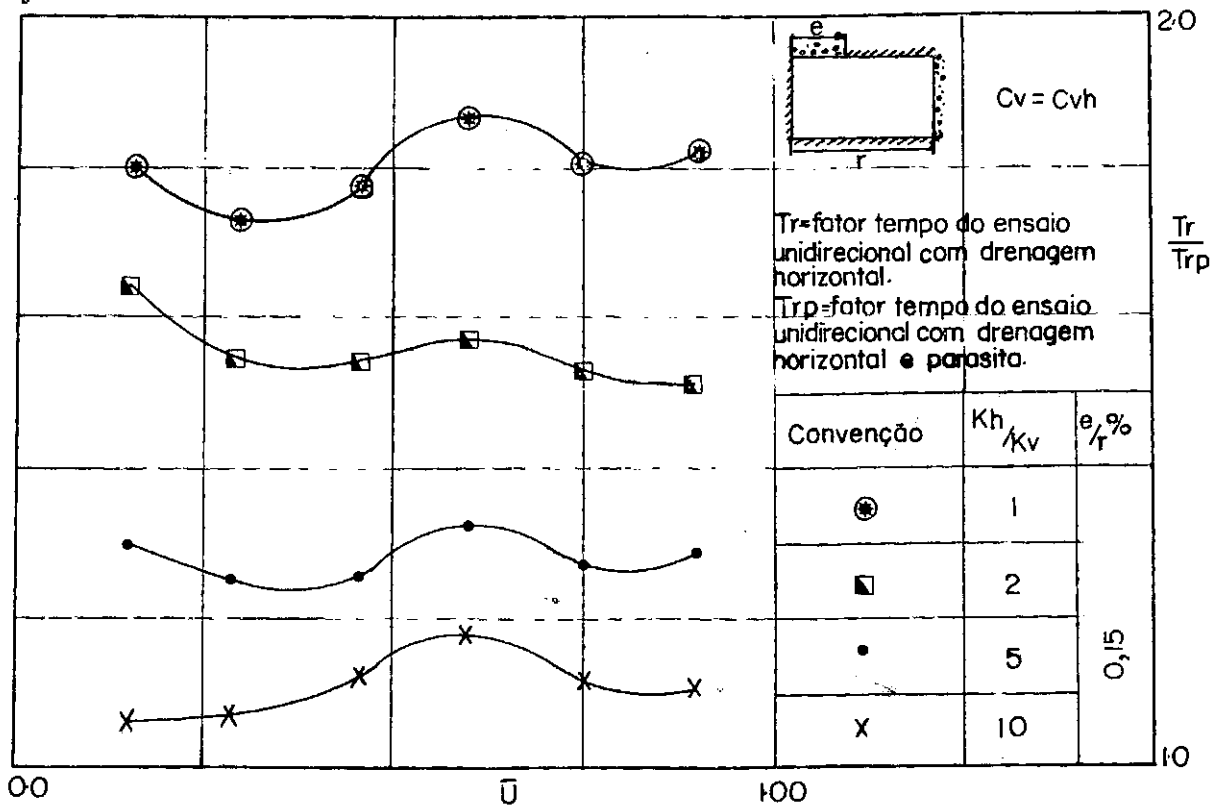


FIG VI-16: COMPARAÇÃO DO FATOR TEMPO DO ENSAIO UNIDIRECIONAL COM DRENAGEM HORIZONTAL COM O FATOR TEMPO DO ENSAIO UNIDIRECIONAL COM DRENAGEM HORIZONTAL E PARASITA.

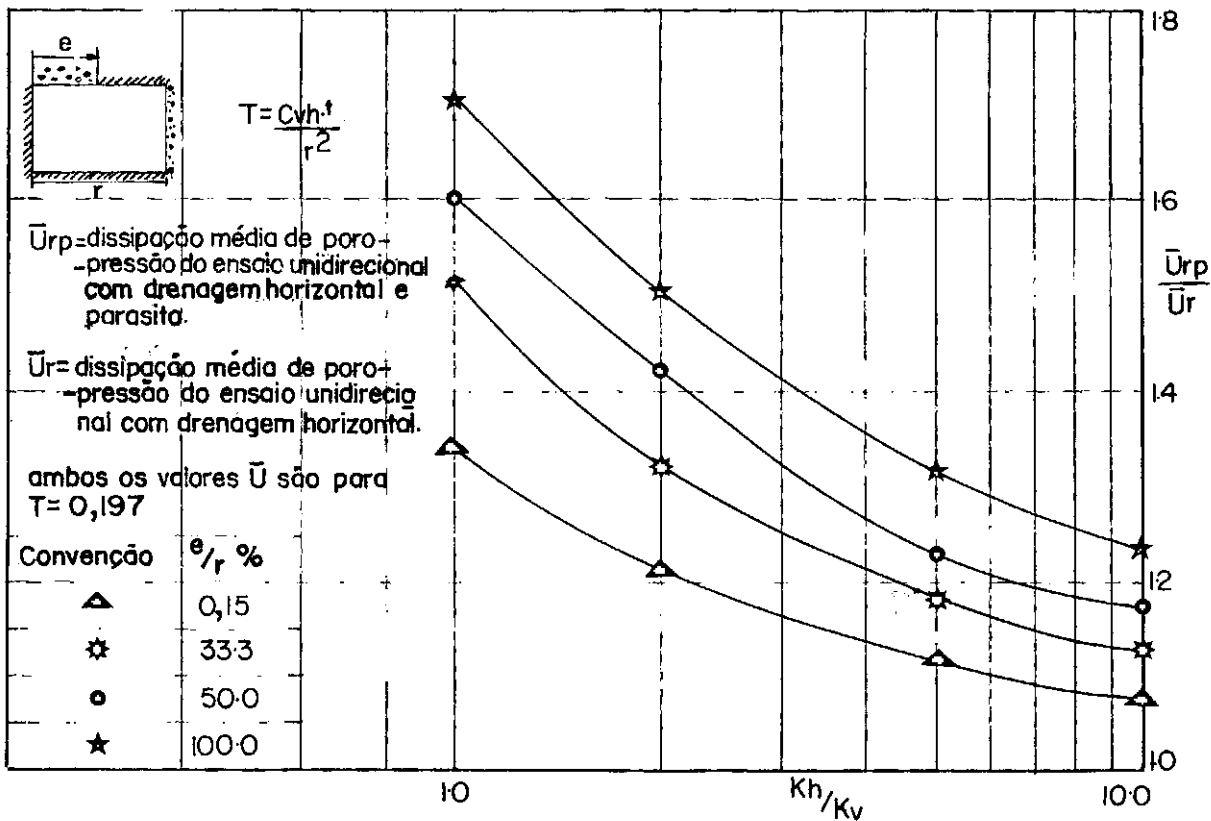


FIG VI-17: RELAAO ENTRE A DISSIPACÃO MÉDIA DE PORO-
 -PRESSÃO DO ENSAIO UNIDIRECIONAL COM DRENAGEM
 HORIZONTAL E PARASITA E A DO ENSAIO UNIDIRECIONAL
 COM DRENAGEM HORIZONTAL.

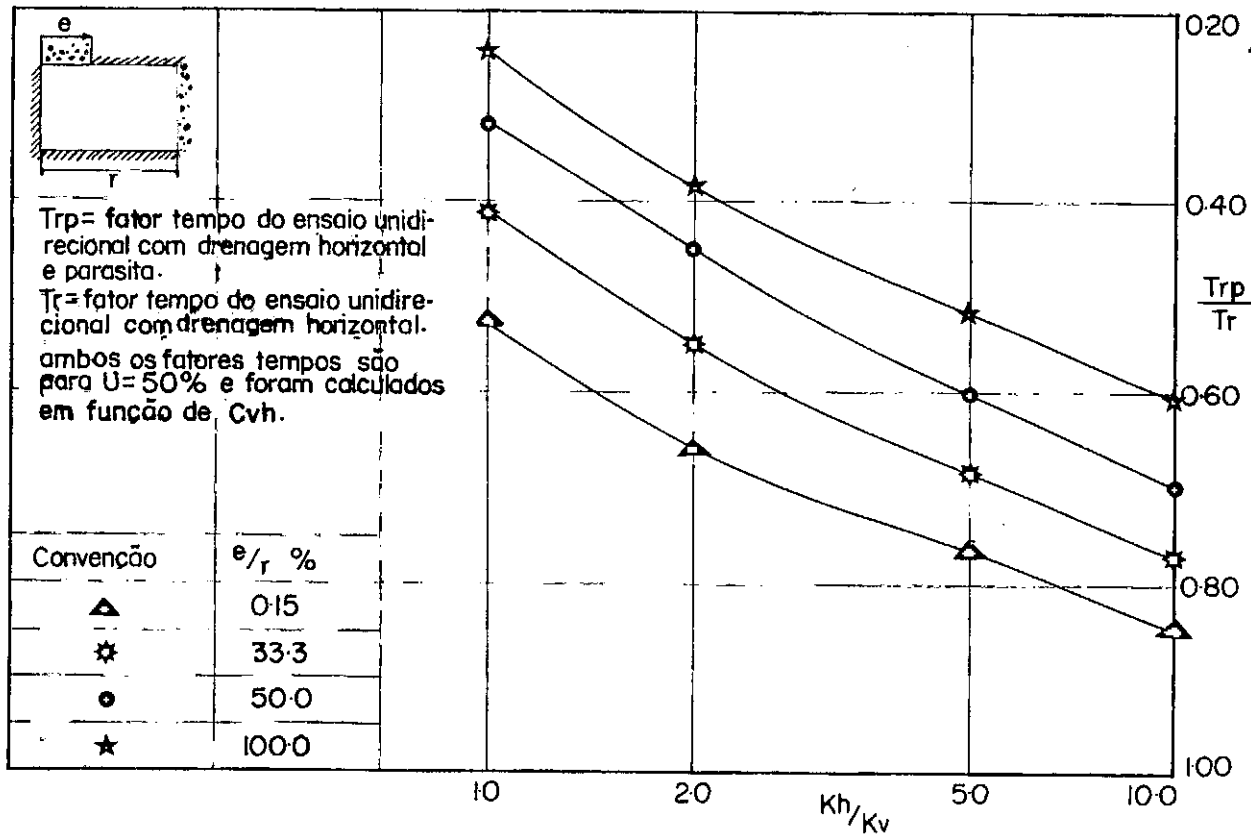


FIG VI-18: RELAÇÃO ENTRE O FATOR TEMPO DO ENSAIO UNIDIRECIONAL COM DRENAGEM HORIZONTAL E PARASITA E O FATOR TEMPO DO ENSAIO UNIDIRECIONAL COM DRENAGEM HORIZONTAL.

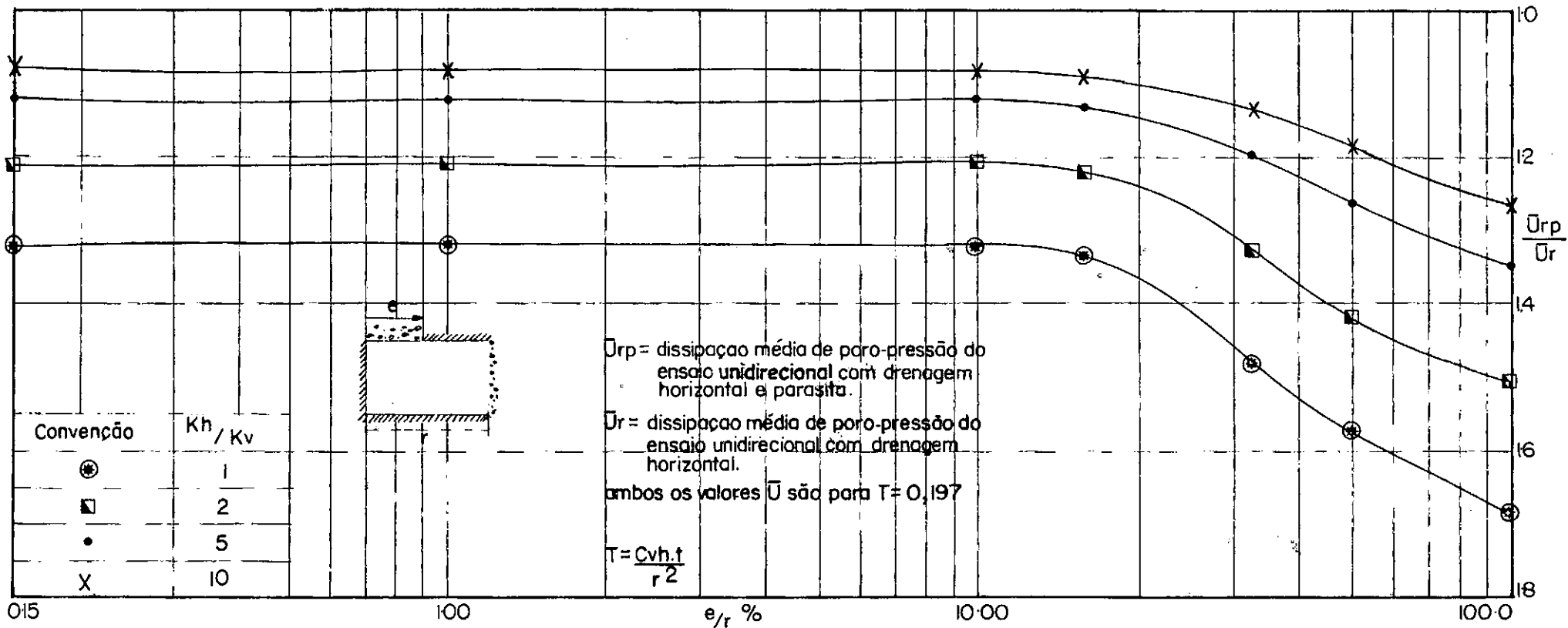


FIG VI-19: RELAÇÃO ENTRE A DISSIPAÇÃO MÉDIA DE PORO-PRESSÃO DO ENSAIO UNIDIRECIONAL COM DRENAGEM HORIZONTAL E PARASITA.

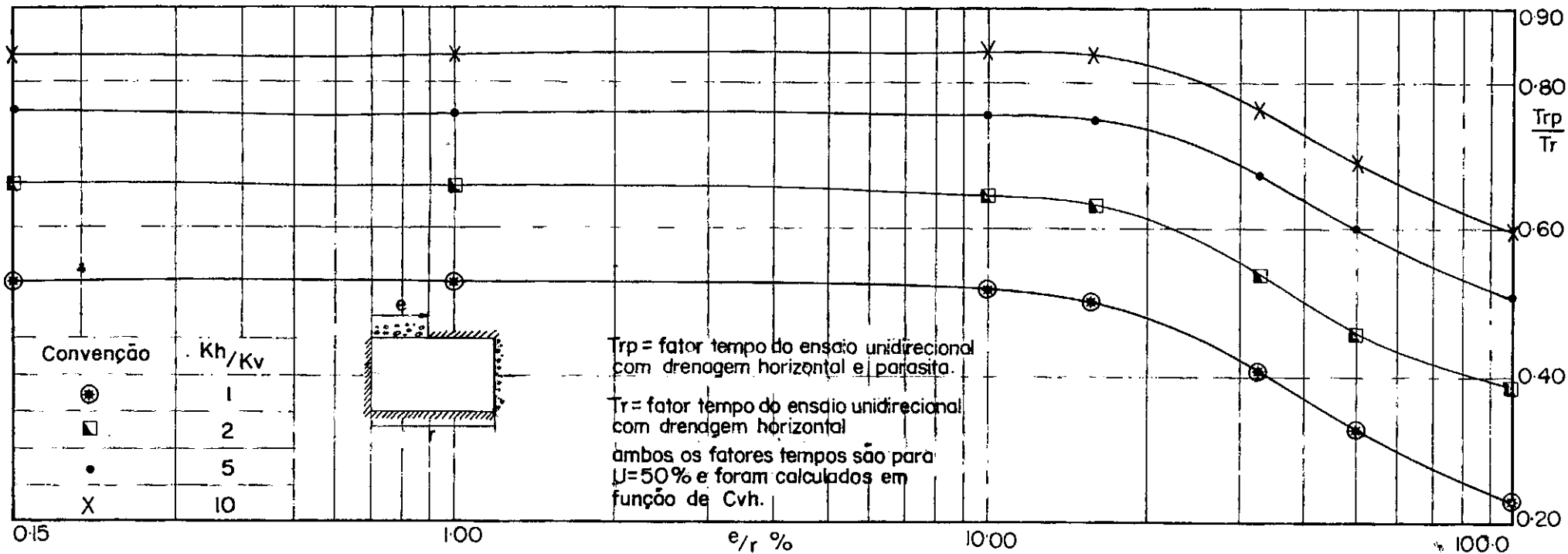


FIG VI-20: RELAÇÃO ENTRE O FATOR TEMPO DO ENSAIO UNIDIRECIONAL COM DRENAGEM HORIZONTAL E PARASITA E O DO ENSAIO UNIDIRECIONAL COM DRENAGEM HORIZONTAL.

APÊNDICE A

MANUAL DE USO DO PROGRAMA "CONSOL"

LINGUAGEM FORTRAN IV G

DESCRIÇÃO GERAL DO PROGRAMA

Este programa usa o Método dos Elementos Finitos para determinar deformações e tensões e pressão neutra no interior de um maciço de solo saturado, procedendo uma análise de tensões efetivas em problemas de deformação plana, antes, durante e após o adensamento. O material é assumido com comportamento elasto-linear, e, propriedades definidas pelas constantes elásticas efetivas \bar{E} e $\bar{\nu}$. Para a condição não drenada é equivalente usar

$$\nu = 0,5 \quad \text{e} \quad E = (\bar{E}/1+\bar{\nu}) \times 1.5.$$

A pressão neutra inicial é igual ao acréscimo de tensão volumétrica total devido ao carregamento instantâneo. A dissipação de poro-pressão ocorre de acordo com a teoria tri-dimensional do adensamento, incluindo o efeito de permeabilidade diferente na direção horizontal e vertical. Podemos, ainda, considerar condições de fronteira de deslocamento ou tensões, carga concentrada e pressão neutra especificada.

CAPACIDADE DO PROGRAMA

A geometria do problema está limitada pela condição de dimensionamento interno do programa, da seguinte forma:

<u>Ítem</u>	<u>Número máximo</u>
Pontos nodais	540
Elementos	540
Materiais	12
Cartões de pressão de fronteira	200

O programa incorpora um processo de geração de dados por meio do qual somente uma quantidade mínima de informações são necessariamente fornecidas para especificar a topologia, geometria, estratificação e poro-pressão. O uso desta capacidade será descrita na próxima seção.

A impressão da saída incorpora:

1. Re-impressão dos dados de entrada.
2. Deslocamento dos pontos nodais.
3. Tensões no centro de cada elemento.

Os itens 2 e 3 podem ser dados após qualquer tempo de adensamento especificado.

O número de vezes de impressão da saída deve ser mantido mínimo, para economia de tempo de computação.

FORMATO DOS DADOS DE ENTRADA

A. CARTÃO DE IDENTIFICAÇÃO (20A4)

Colunas de 1 a 80 desse cartão contém informações acerca do problema específico, a ser impresso como cabeçalho dos resultados.

B. CARTÕES DE CONTROLE (415, 2F10.0, 215, 2F10.0, 215)

- Colunas 1 - 5 - Número de pontos nodais
6 - 10 - Número de elementos
11 - 15 - Número de materiais diferentes
16 - 20 - Número de cartões de pressão de fronteira
21 - 30 - Não usado no momento
31 - 40 - Não usado no momento
41 - 45 - Número de poro-pressão especificadas
46 - 50 - Número de fronteiras de fluxo especificada
51 - 60 - Incremento de tempo para o adensamento
61 - 70 - Tempo final do processo de adensamento
71 - 75 - Não usados no momento
76 - 80 - Um número, IWRITE, descrevendo como a frequên-
cia de impressão é desejada. A saída será im-
pressa em incrementos de tempo até atingir o
tempo igual ao produto IWRITE pelo incremento
de tempo. As demais saídas serão em tempos cor-
respondentes a (2, 3, 4, ...) X IWRITE X in-
cremento de tempo.

A convenção para a variável IWRITE, será:

IWRITE positivo significa que o conjunto dos primeiros incrementos de tempos menores que IWRITE serão impressos.

IWRITE negativo significa que o conjunto dos primeiros incrementos de tempo menores que IWRITE não serão impressos.

IWRITE igual a 0 ou 1 significa que a saída se dará em todo incremento de tempo.

Três diferentes condições podem ser avaliadas pelo programa:

- 1) A condição não drenada: Se esta é a única condição solicitada não se deve especificar as condições de fronteira de fluxo, incremento de tempo e a variável IWRITE.
- 2) Condições durante o adensamento. Todas as constantes devem ser especificadas.
- 3) Condição drenada (Toda pressão neutra igual a zero).
 - a) Se esta é a única condição solicitada, não devem ser especificadas a condição de fronteira de fluxo, o incremento de tempo nem a variável IWRITE. Toda pressão neutra deve ser especificada igual a zero.
 - b) Se esta condição está sendo solicitada junto com a condição não drenada, o tempo total de adensamento deve ser especificado com valor menor que o incremento de tempo de adensamento. As fronteiras de fluxo não são necessárias.
 - c) A condição drenada será automaticamente dada uma vez que a condição solicitada inclua a etapa de adensamento.

C. CARTÕES COM PROPRIEDADES DO MATERIAL (15, 5X, 5F10.0)

Um cartão para cada material com as seguintes informações:

- | | | |
|---------|---------|---|
| Colunas | 1 - 5 | - Identificação do material |
| | 6 - 10 | - branco |
| | 11 - 20 | - Massa específica do material (não é necessário para a solução). |
| | 21 - 30 | - Módulo de elasticidade do material \bar{E} (do ensaio drenado). |

41 - 50 - Permeabilidade vertical dividida pelo peso específico do fluido.

51 - 60 - Permeabilidade horizontal dividida pelo peso específico do fluido.

As constantes elásticas são para o material ensaiados em condições drenada.

D. CARTÕES DE PONTOS NODAIS

Um cartão para cada ponto nodal especificado com as seguintes informações:

Colunas 1 - 5 - Número de pontos nodais
 6 - 10 - Número que indica se deslocamento ou força são especificados.
 11 - 20 - Ordenada -X
 21 - 30 - Ordenada -Y
 31 - 40 - Força ou deslocamento na direção positiva -X,
 41 - 50 - Força ou deslocamento na direção positiva -Y.

Se o número da coluna 10 é

0 - Na direção-X deve ser especificado carga e na direção-Y deve ser especificado carga.

1 - Na direção-X deve ser especificada deslocamento e na direção-Y deve ser especificado carga.

2 - Na direção-X deve ser especificada carga e na direção-Y deve ser especificado deslocamento.

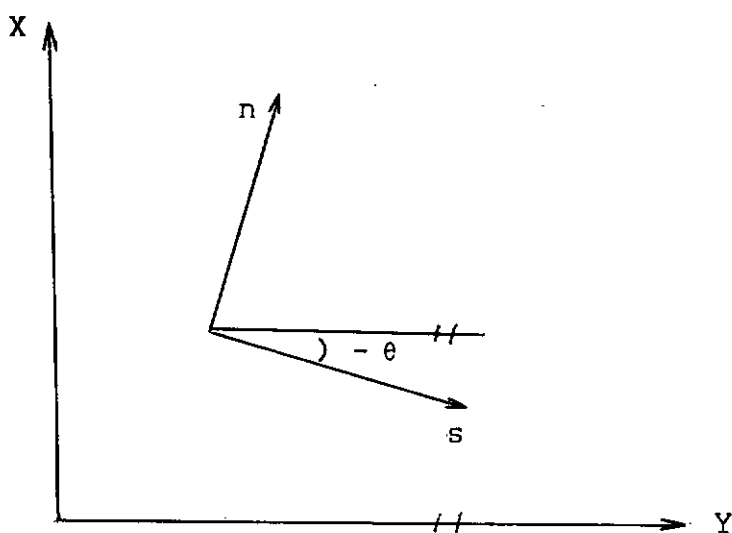
3 - Na direção-X deve ser especificado deslocamento e na direção-Y deve ser especificado deslocamento.

Todo carregamento é dado por unidade de largura do elemento. Os cartões de pontos nodais devem ser dados em sequência. Se um cartão de ponto nodal foi omitido, o ponto omitido será gerado por interpolação linear entre os dois pontos nodais definidos. O código de fronteira (coluna 10) assumirá o valor zero.

Fronteira inclinada:

Se o número na coluna 5 - 10 de um cartão de ponto nodal é diferente de 0, 1, 2 e 3, ele é interpretado como um valor de ângulo em graus.

Este ângulo é mostrado abaixo:



Os termos encontrados nas colunas 31-50 do cartão de ponto nodal são então interpretadas como segue:

XX - é a carga especificada na direção "S".

YY - é o deslocamento especificado na direção "n".

O ângulo deve ser sempre dado com um valor negativo e pode variar entre -001 a -180 graus. De formas que +1 grau é mesmo que -179 graus.

O deslocamento destes pontos nodais, os quais são impressos pelo programa são:

Ur - deslocamento na direção "S"

Uz - deslocamento na direção "n"

E. CARTÕES DE ELEMENTOS (615)

Um cartão para cada elemento especificado

Colunas	1 - 5	-	Número do elemento
	6 - 10	-	Ponto nodal I
	11 - 15	-	Ponto nodal J
	16 - 20	-	Ponto nodal K
	21 - 25	-	Ponto nodal L
	26 - 30	-	Identificação do material

Os cartões de elementos devem ser numerados em sequência. Se cartões de elementos são omitidos, o programa automaticamente gera a informação omitida, acrescentando de um os índices I, J, K, L. O último cartão de elementos deve ser sempre fornecido. O código de identificação do material para os cartões é igual ao valor do código dado no último cartão, se especificado positivo.

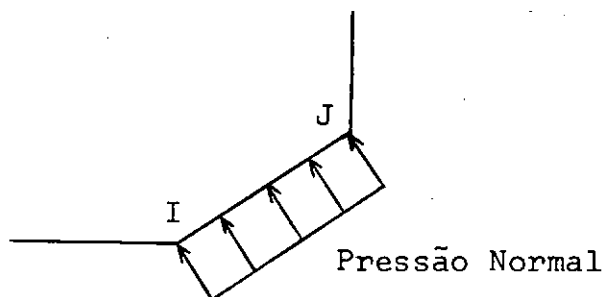
Se o código do último elemento de uma fila for negativo, o código de material para os seguintes elementos gerados será o valor do código anterior acrescido de uma unidade. Isso permite ao usuário gerar sistema de camadas horizontais.

A máxima diferença entre os pontos nodais de um dado e de todos os elementos deve ser menor ou igual a 12.

F. CARTÕES DE PRESSÃO (215 F10.0)

Um cartão para cada elemento

Colunas 1 - 5 - Ponto nodal I
6 - 10 - Ponto nodal J
11 - 20 - Pressão normal



Como mostrado na figura, o elemento da fronteira deve estar a esquerda quando andamos de I para J. A tensão superficial é dada como uma pressão negativa.

G. CARTÕES DE PRESSÃO NEUTRA ESPECIFICADA

Colunas 1 - 5 - Número do elemento
5 - 10 - Um código o qual será:

1 se as pressões são especificadas em uma linha de elementos partindo do último elemento especificado até o presente elemento. Todas as pressões são as mesmas;

2 se somente uma pressão é especificada para este elemento particular.

Se o código é positivo, a pressão especificada será aplicada no início do adensamento e se dissipará durante o processo. Se o código é negativo, a pressão terá o valor especificado durante o adensamento.

11 - 20 - Pressão especificada (tração positiva)

H. CARTÕES DE FRONTEIRA DE FLUXO (415, F10.0)

Um cartão para cada um segmento fronteira de fluxo.

Colunas 1 - 5 - Primeiro nó da fronteira

6 - 10 - Segundo nó da fronteira

11 - 15 - Elemento fronteiroço

16 - 20 - Código, o qual será 0 se não houver fluxo da fronteira; 1 se houver fluxo através a fronteira.

21 - 30 - A pressão do lado da fronteira oposta ao elemento. Isto só é necessário se houver fluxo através da fronteira.

A fronteira de fluxo deve conter um campo contínuo de elementos, o qual pode ser menor que a rede completa de elementos.

USO DO PROGRAMA

O programa pode ser usado para dois propósitos:

1) Para conseguir o estado inicial de tensão (condição não drenada) e o estado de tensão final, após o adensamento (condição drenada).

2) Para conseguir o comportamento durante o adensamento.

Para o propósito 1 a capacidade total do programa pode ser usada sem requerer muito tempo de cálculo (cerca de cinco minutos).

Se o número de elementos a ser usado é grande a

largura de banda máxima permitida deve ser verificada. Se não for suficiente um redimensionamento se faz necessário e basta ajustar os seguintes cartões do programa:

- Nas Subrotinas MAIN, SOLSTF, QUAD, BANSOL, STRESS, COMMON/BANARG/B (1620), A(α , β), MBAND, NUMBLK.

- Na Subrotina MAIN

$$\text{NBLOCK} = \frac{1}{2} \alpha$$

$$\text{MBMAX} = \beta$$

- Na Subrotina MODIFY

REAL *8 B(1620, A(α , β), sendo

β - a largura de banda.

Obs.: α vezes β não deve exceder 16000.

Para o propósito 2 pode-se reduzir muito significativamente o tempo de processamento restringindo a geometria e as propriedades do material como descrito abaixo:

LIMITAÇÃO DA GEOMETRIA E PROPRIEDADES DO MATERIAL PARA ECONOMIA DE TEMPO DE PROCESSAMENTO

Certas restrições impostas à geometria do problema e as propriedades do material podem diminuir grandemente o tempo de processamento, especialmente se etapas de tempo são fornecidas.

Essas restrições minimizam a leitura e impressão em fitas e/ou em discos.

- 1) Permitir no máximo 10 elementos em uma linha
- 2) Para permitir manipulação de fita para temporário carregamento de computador, deve ser usado menos que 130 elementos.

3) A máxima etapa de tempo depende do elemento para o qual a equação

$$\frac{\bar{E}}{(1-2\bar{\nu})} \times \frac{k}{\gamma_w} \times \frac{1}{(h \text{ elemento})^2}$$

represente um máximo tanto em uma como em outra direção.

A partir dessa equação nota-se que:

- a) O tempo de computador necessário para o processo de adensamento decresce com o quadrado da altura do menor elemento de uma camada drenante.
- b) Material incompressível assumindo $\nu = 0,5$ não deve ser incluído na parte do problema de adensamento.
- c) Material relativamente impermeável deve ser suposto com fronteira impermeável.

CRITÉRIO PARA DETERMINAÇÃO DO ACRÉSCIMO DE TEMPO E TEMPO FINAL

A especificação de um grande incremento de tempo de adensamento tornará o cálculo instável. Entretanto um pequeno incremento de tempo tornará o cálculo muito dispendioso. Um critério aproximado é:

$$\Delta t = \frac{1-2\bar{\nu}}{\bar{E}} \frac{\gamma_w}{k} (h \text{ do elemento,})^2 \times 0,02, \text{ este valor mínima}$$

deve ser calculado nas duas direções e tomado o valor mínimo.

Por exemplo em igualdade de condições, para uma grande permeabilidade horizontal, essa direção fornecerá o valor mínimo.

Um coeficiente de Poisson maior, torna o acréscimo de tempo menor.

Um critério para o tempo final pode ser assumido como:

$$t = \frac{T(H \text{ drenante})^2}{\frac{\bar{E}}{(1-2\bar{v})} \frac{k}{\gamma_w}}$$

O número total de acréscimo de tempo, neste caso, será, então, cerca de:

$$\left(\frac{H \text{ drenante}}{h \text{ do elemento,}} \right)^2 \times 50$$

mínima

Quinhentas interações para 32 elementos, terá cerca de 5 minutos de tempo de processamento.

A P E N D I C E B

SIMBOLOGIA

APÊNDICE B

SIMBOLOGIA

- a - semi-base da carga corrida aplicada
- A - área
- B - base da amostra retangular e plana
- {b} - condição de fronteira de poro-pressão
- [B] - função das coordenadas dos pontos discretos
- C - parâmetro corretivo de poro-pressão
- C_{vo} - coeficiente de adensamento definido junto ao topo da camada compressível
- C_{vm} - coeficiente de adensamento médio da camada
- C_v - coeficiente de adensamento vertical
- C_{vh} - coeficiente de adensamento radial
- C_{v1} , C_{v2} , C_{v3} - coeficientes de adensamento do solo para o caso uni, bi e tri-dimensional, respectivamente
- C' - parâmetro corretivo de fator tempo
- [C] - função das coordenadas dos pontos discretos
- D - módulo oedométrico
- [D] - função das coordenadas dos pontos discretos
- d_i - diâmetro de influência do dreno
- e - índice de vazios
- \bar{E} - módulo de YOUNG (obtido do ensaio triaxial drenado)
- \bar{E}_o - módulo de YOUNG definido junto ao topo da camada compressível
- \bar{E}_f - módulo de YOUNG definido junto à base da camada compressível
- [E] - matriz de transformação de deslocamento nodal em deforma-

ções no interior do elemento

- $\frac{e}{r}$ - espessura entre a placa de aplicação de carga e o anel da célula de adensamento, em relação ao raio da amostra
- G - módulo transversal de elasticidade
- H - espessura da camada
- H_{dr1} , H_{dr2} , H_{dr3} - caminhos de drenagem relativos nos processos uni, bi e tri-dimensionais
- H_{dr} - caminho vertical de drenagem
- H_t - deformação
- {H} - estado de poro-pressão dividido por k_b
- {h} - carga hidráulica
- J_0 e J_1 - funções de Bessel de primeira espécie de zero e 1^a ordem
- k - permeabilidade
- k_h - coeficiente de permeabilidade horizontal
- k_s - coeficiente de permeabilidade do solo perturbado (efeito "Smear")
- [k] - matriz de rigidez
- k_b, k_w - constantes elásticas
- k_o - coeficiente de permeabilidade definido junto ao topo da camada compressível
- k_f - coeficiente de permeabilidade definido junto à base da camada compressível
- m - constante
- m_v - coeficiente de compressibilidade volumétrica
- $n = \frac{r_i}{r_d}$ - efeito tri-dimensional
- [N] - função das coordenadas dos pontos discretos
- {P} - condições de fronteira de pressão de deslocamento
- r - distância medida a partir do centro do dreno a um ponto da região analisada

- r_i - raio de influência do dreno, incluindo o raio do dreno
- r_s - raio da seção transversal do cilindro perturbado, medido a partir do eixo do dreno
- s - parâmetro do efeito "smear"
- t - tempo
- T - fator tempo
- T_h - fator tempo relativo ao coeficiente de adensamento radial
- t_1, t_2, t_3 - tempos relativos aos processos uni, bi e tri dimensionais
- T_1, T_2, T_3 - fatores tempos relativos ao processo uni, bi e tri-dimensionais, respectivamente
- $\{T\}$ - variação de volume
- \bar{T} - razão entre o fator tempo do ensaio parasita e o obtido pelo ensaio oedométrico
- T_t - fator tempo do ensaio radial com fluxo bi-dimensional
- T_{ps} - fator tempo do ensaio radial com fluxo uni-dimensional
- u - poro-pressão
- \bar{U} - dissipação média de poro-pressão em um dado fator tempo T
- \bar{U}_h - dissipação média de poro-pressão para fluxo radial com de formação vertical
- $\{u^*\}$ - vetor deslocamento
- $\{U_n^*\}$ - vetor deslocamento
- \bar{U} - razão entre a dissipação média de poro-pressão obtida pelo ensaio parasita e a dissipação de poro-pressão obtida no ensaio oedométrico
- $\frac{\Delta u}{\Delta q}$ - parâmetro adicional de poro-pressão
- $\{V\}$ - velocidade do fluido
- Y_0 e Y_1 - funções de Bessel de segunda espécie de zero e primeira ordem

- z - profundidade medida a partir do topo da camada
- Z - profundidade em termos adimensionais
- α, \dots, α - raízes da função de Bessel
- $\{\varepsilon\}$ - vetor deformação específica
- $\{\varepsilon_0\}$ - condição de fronteira de deformação
- $\frac{\partial e_\phi}{\partial t}$ - deformação volumétrica em função do tempo
- $\frac{\partial \sigma_\phi}{\partial t}$ - variação da tensão octoétrica total em função do tempo
- $\bar{\nu}$ - coeficiente de Poisson
- γ_w - peso específico da água
- $\{\sigma\}$ - tensões totais
- $(\Delta H)_t$ - recalque total
- $(\Delta H)_t$ - recalque em um dado tempo t

A P Ê N D I C E C

LISTAGEM DO PROGRAMA CONSOL

```

C*****
C*****
C      FLANE STRAIN QUADRILATERAL ELEMENT WITH PCFE PFESSURE
C*****
C*****
C      IMPLICIT REAL*8(A-F,D-Z)
C      REAL*4 FEF,STARS
C      INTEGER PLOEL,PLONF
C      LOGICAL FLUSS
C      COMMON UX(500),UY(500),EFS(500),ATERMS(500,10),BMM(12),X(500),
C      * Y(500),FEO(18),RC(12),E(12),GNU(12),PR(200),ANGLE(4),CCDE(500),
C      * SIG(10),VOLELM(500),CCND(12,2),ACELX,ACELY,CTIME,FTIME,VCL,
C      * JBC(500),JEC(500),INCID(500,4),NLMF,NLPEL,NUMMAT,NLMFC,MTYPE,
C      * N,NLMSP,NUMEC
C      COMMON/STORE/PRESS(500),CX(500),CY(500),LCCNCC(500),LCCELM(500),
C      * NBLCKK,NUMELK,NEAND,MEMAX,LCCMAX
C      COMMON/ARG/TP(6),S(11,11),F(11),C(3,3),F(6,10),F(6,10),G(6),XX(5),
C      * F(6,10),C(6,6),CC(3,3),AE(4,4),YY(5),LN(5),IX(500,5),NCCDE(500)
C      COMMON/EANARG/ E(1500),A(400,30)
C*****
C      I      GENERATE DATA FOR UNDEAINED PROBLEM
C*****
C      DIMENSION EB(1500),EC(500),EF(200),FP(5)
C      DATA STARS/'*****'/
C*****
C      INITIATE PARAMETERS FOR MAX. BLOCKLENGTH AND MAX. BANDWIDTH
C      NBLCKK=200
C      MEMAX=30
C*****
C      READ AND PRINT CONTROL DATA
C*****
C      50 READ(5,1010,END=1000)FED,NUMMF,NUMEL,NUMMAT,NLMFC,ACELX,ACELY,
C      * NUMSP,NUMEC,CTIME,FTIME,NFLCTS,IWRITE
C      WRITE(6,2010) FED,NUMMF,NUMEL,NUMMAT,NLMFC,ACELX,ACELY,NUMSP,
C      * NLMFC,CTIME,FTIME,NFLCTS
C*****
C      INITIATE VECTORS AND MATRICES
C      I=1
C      E(I)=0.
C      DO 58 J=1,1500
C      58 E(J)=0.
C      DO 351 I=1,NUMEL
C      351 NCCDE(I)=0
C      DO 201 I=1,NUMEL
C      DO 201 J=1,4
C      201 INCID(I,J)=0
C*****
C      READ AND WRITE MATERIAL DATA
C*****
C      WRITE(6,2020)
C      DO 59 M=1,NUMMAT
C      READ(5,1030)MTYPE,RC(MTYPE),E(MTYPE),GNU(MTYPE),CCND(MTYPE,1),
C      * CCN(MTYPE,2)
C      WRITE(6,2030)MTYPE,RC(MTYPE),E(MTYPE),GNU(MTYPE),CCND(MTYPE,1),
C      * CCN(MTYPE,2)
C      59 CONTINUE
C      DO 10 I=1,NUMMAT
C      10 BMM(I)=E(I)/((1.-2.*GNU(I))*3.)
C      WRITE(6,2040)
C*****
C      READ AND WRITE BCCAL DATA
C*****
C      READ(5,1050) L, CCDE(L),X(L),Y(L),UX(L),LY(L)
C      WRITE(6,2050)L,CCDE(L),X(L),Y(L),UX(L),LY(L)
C      60 READ(5,1050)N,CCDE(N),X(N),Y(N),UX(N),LY(N)
C      NL=L+1
C      ZX=N-L
C      CCY=(X(N)-X(L))/ZX
C      CCY=(Y(N)-Y(L))/ZX
C      70 L=L+1

```

```

C*****
C ACCAL POINTS ARE GENERATED IN STRINGS
  IF(N-L)100,90,80
  EC CCEE(L)=C.
    X(L)=X(L-1)+DCX
    Y(L)=Y(L-1)+DDY
    LX(L)=C.
    LY(L)=C.
  GC TO 70
  50 WRITE(6,2050)(K,CCEE(K),X(K),Y(K),UX(K),LY(K),K=NL,N)
  IF(NUMAP-N)100,110,60
  100 WRITE(6,2060)N
  GC TO 550
  110 CONTINUE
C*****
C READ AND WRITE ELEMENT DATA
C*****
  WRITE(6,2070)
  N=C
  120 READ(5,1080)M,(IX(I,I),I=1,5),EFS(M)
  IAC=0
  IXP=IX(M,5)
  IF(IXM.GE.C) GC TO 140
  IX(M,5)=-IXP
  INC=1
  140 N=N+1
  IF(M-N)170,170,150
C*****
C ELEMENT-AND MATERIAL NUMBERS CAN BE GENERATED SIMULTANEOUSLY IN STR
  GC TO 151
  151 IX(N,J)=IX(N-1,J)+1
  IX(N,5)=IX(N-1,5)
  IF(IND.EG.1)IX(N,5)=IX(N-1,5)+1
  EFS(N)=EFS(N-1)
  170 WRITE(6,2080)N,((J)(N,I),I=1,5),EFS(N)
  IF(M-N)180,180,140
  180 IF(NUMEL-N)190,190,130
  190 CONTINUE
C*****
C READ AND WRITE PRESSURE BOUNDARY CONDITIONS
C*****
  IF(NUMFC.EG.0)GC TO 310
  WRITE(6,2090)
  READ(5,1100)(IEC(L),JEC(L),FR(L),L=1,NUMFC)
  WRITE(6,2100)(IEC(L),JEC(L),FR(L),L=1,NUMFC)
  310 CONTINUE
  IF(NUMSF.EG.0) GC TO 355
C*****
C READ AND WRITE SPECIFIED PCFE PRESSURES
C*****
C SPECIFY NL AND NCCCE(I)
C NCCCE(I)=0 IF PRESSURE IS NOT SPECIFIED
C NL POSITIVE OR NCCCE(I)=+1 IF PRESSURE IS SPECIFIED ONLY INITIALLY
C NL NEGATIVE OR NCCCE(I)=-1 IF PRESSURE IS SPECIFIED CONTINUOUSLY
C
  WRITE(6,2110)
  LL=C
  KOUNT=C
  LC=1
  354 READ(5,1100)L,NL,FRESS(L)
  IF(NL.EG.+1.OR.NL.EG.-1) GC TO 352
C*****
C FROM STRING STARTING FROM LAST SPECIFIED ELEMENT
C NCCCE AND POREPRESS ARE EQUAL TO THESE FROM THE PRESENTLY SPECIFIC
  IF(NL.GT.0) NCC=+1
  IF(NL.LT.0) NCC=-1
  PRSL=PRESS(L)
  LP=LL+1
  LM=L-1
  GC TO 353 I=LP,LM1
  NCCCE(I)=NCC
  FRESS(I)=PRSL
  WRITE(6,2120)I,FRESS(I),NCCCE(I)

```

```

C*****
C SPECIFY FOR PRESENT ELEMENT
353 MCOUNT=MCOUNT+1
352 LC=NL
LL=L
IF(NL.GT.0) NCCCE(L)=1
IF(NL.LT.0) NCCCE(L)=-1
WRITE(6,2120)L,PRESS(L),NCCCE(L)
MCOUNT=MCOUNT+1
IF(L.LE.C.CR.NL.EG.0) GO TO 350
IF(MOUNT.LT.NUMSP) GO TO 354
355 CONTINUE

C*****
C SET UP LOCATION ARRAYS
C*****
C LOCNO(I) IS LOCATION OF X-DISPLACEMENT FOR NODE I
C LOCELM(I) IS LOCATION OF FLOW PRESSURE FOR ELEMENT I
C INITIATE LOCATION ARRAYS (LCCNO'S = 1,3,5... LOCELM'S = 0)
C ASSIGN THE FIRST SET OF A PAIR OF NUMBERS TO LCCNO'S (LOC OF NODES
CC 5 I=1,NUMNP
55 LCCNO(I)=2*I-1
CC 54 I=1,NUMEL
54 LOCELM(I)=0

C*****
C REARRANGE LOCATIONS OF DISPLACEMENTS AND FLOW PRESSURES IN VECTOR
350 CC 400 J=1,NUMEL
K=I*(J,1)
CC 401 I=2,4
IF(K.-1.IX(J,I)) M=IX(J,I)
401 CONTINUE
M=LCCNO(K)
JJ=-1
C INCIDENCES ARE ALREADY SET NEG AT PRESSURE BOUNDARIES
IF(L.J.EG.0) GO TO 421
CC 420 K=1,JJ
C FLOW PRESSURE FOR ELEMENT I IS LOCATED AFTER Y-DISPLACEMENT OF FIG
C NUMBER NODE BELONGING TO ELEMENT I
C THE LAST LOCELM FOLLOWS THE LAST PAIR OF LCCNO'S
420 IF(LOCELM(N).GT.M) LOCELM(N)=LOCELM(N)+1
CONTINUE

421 LOCELM(J)=M+2
KK=M+1
CC 430 N=KK,NUMNP
430 LCCNO(N)=LCCNO(N)+1
400 CONTINUE
J=0

C*****
C DETERMINE BAND WIDTH
C*****
C BANDWIDTH=1+MAX.DIFF.BETWEEN LOCATION OF ANY ELEMENT AND
C THE LOCATION OF ONE OF ITS SURROUNDING NODES
CC 450 I=1,NUMEL
CC 450 K=1,4
N=I*(I,K)
KK=LOCELM(I)-LCCNO(N)
IF(.GE.KK) GO TO 450
J=KK
450 CONTINUE
MEAN0 = J+1
WRITE(6,2130)MEAN0
LOCMAX=LOCELM(NUMEL)
WRITE(6,2140)
IF(NUMEC.EG.0) GO TO 600

C*****
C II GENERATE DATA FOR FLOW CYCLES
C*****
C II=C
C*****
C READ AND WRITE FLOW BOUNDARY CONDITIONS
C*****

```

```

CC 200 N=1, NUPEC
REAC(S,1150) I,J,K,MODE,BPF
II=II+1
LM(1)=IX(K,1)
LM(2)=IX(K,2)
LM(3)=IX(K,3)

LM(4)=IX(K,4)
LM(5)=IX(K,1)
CC 203 M=1,4
IF(LM(M).EQ.I) GO TO 204
202 CONTINUE
204 M=M
IF(LM(M+1).EQ.J) GO TO 205
IF(M.EQ.1) M=5
IF(LM(M-1).EQ.J) GO TO 206
WRITE(E,2150) I,J,M
GO TO 550
206 M=M-1
205 IF(MODE.EQ.0) GO TO 210
C*****
C IF MODE.NE.0 PRESSURE IS PRESCRIBED, FLOW ACROSS BOUNDARY
EF(II)=EPR
INCID(I,M)=-II
WRITE(E,2255) K,M,INCID(K,M)
2255 FORMAT(' INCID(',I2,',',I2,',')=',I5)
WRITE(E,2160) I,J,M,BPF
GO TO 200
C*****
C IF MODE=0 FLOW IS PRESCRIBED, NO FLOW ACROSS IMPEVIOUS BOUNDARY
210 WRITE(E,2170) I,J,M
200 CONTINUE
C*****
C REAC IN PLOTTING ARGUMENTS
C*****
IF(NPLOTS.EQ.0) GO TO 69
69 CONTINUE
C*****
C DETERMINE ELEMENT INCIDENCES
C*****
NUM=NUMEL-1
GO 250 I=1,NUM
C*****
C ALL ELEMENTS OUTSIDE THE FLOW BOUNDARY MUST HAVE SPECIFIED FLOW PRES
C NO INCIDENCES ARE DEFINED FOR ELEMENTS WITH CONTIN.SPEC.PCPE PRESSUR
C NO FLOWTERM HAS TO BE CALCULATED IN THIS CASE
IF(MODE(I).LT.0) GO TO 250
IF=I+1
GO 251 J=1,4
251 LM(J)=IX(I,J)
LM(5)=IX(I,1)
GO 250 J=1,4
C*****
IF(INCID(I,J).LT.0) GO TO 250
GO 255 II=IP,NUMEL
IF(MODE(II).LT.0) GO TO 255
GO 255 J=1,4
IF(LM(J).NE.IX(II,J)) GO TO 255
JJ=J
GO TO (256,257,257,258),JJ
256 JM=4
GO TO 259
257 JM=J-1
258 JF=J+1
GO TO 252
258 JM=3
JF=1
252 LMJ=LM(J+1)
IF(LMJ.EQ.IX(II,JF)) GO TO 253
IF(LMJ.EQ.IX(II,JF)) GO TO 254
255 CONTINUE
GO TO 250
253 M=JJ
GO TO 260
254 M=JF
C*****
C INCIDENCES ARE TO BE SET EQUAL TO THE CONNECTING ELEMENTNUMBER
C INCIDENCES REMAIN = 0 AT IMPEVIOUS BOUNDARIES
260 INCID(I,J)=II
INCID(II,M)=I
C*****
C IF THE INCIDENCE IS ALREADY SPECIFIED CONTINUE WITH NEXT ONE
IF(IX(II,5).EQ.IX(I,5)) GO TO 250

```

```

C*****
C STORE DISTANCES FROM CENTERS TO ECUNDARY OF LAYERS WITH DIFF PERM
C*****
C DIFFERENT PERMEABILITIES ARE ONLY ALLOWED IN LAYERS, NOT IN EACH ELE
  IXE1=LM(J)
  IXE2=LM(J+1)
  I1=JX(I,1)
  J1=JX(I,2)
  K1=JX(I,3)
  L1=JX(I,4)
  I2=JX(I1,1)
  J2=JX(I1,2)
  K2=JX(I1,3)
  L2=JX(I1,4)
  XE1=X(I,XE1)
  XE2=X(I,XE2)
  YE1=Y(I,XE1)
  YE2=Y(I,XE2)
  YC1=(Y(I1)+Y(J1)+Y(K1)+Y(L1))/4.
  XC1=(X(I1)+X(J1)+X(K1)+X(L1))/4.
  YC2=(Y(I2)+Y(J2)+Y(K2)+Y(L2))/4.
  XC2=(X(I2)+X(J2)+X(K2)+X(L2))/4.
  XD=(XB1+XE2)/2.
  YC=(YB1+YE2)/2.
  EC(I)=CSQRT((XC1-XC)**2+(YC1-YC)**2)
  EC(I1)=CSQRT((XC2-XC)**2+(YC2-YC)**2)
25C CONTINUE
C*****
C CALCULATE A-TERMS FOR FLOW CALCULATION
C*****
  DO 500 N=1,NUMEL
  IF(NCODE(N).LT.0) GO TO 500
  I=I(N,1)
  J=I(N,2)
  K=I(N,3)
  L=I(N,4)
  X(I)=(X(I)+X(J)+X(K)+X(L))/4.
  Y(I)=(Y(I)+Y(J)+Y(K)+Y(L))/4.
  GO 510 M=1,4
  P=P
  IF(INC(N,M).LE.0) GO TO 501
C*****
C EXCLUDE ELEMENTS WITH CONT.SPEC.FORFPRESS.(NCCDE=-1)
C AND WHICH ARE INSIDE THE FLOW ECUNDARY
  MP=JINC(N,M)
  I=I(MP,1)
  J=I(MP,2)
  K=I(MP,3)
  L=I(MP,4)
  X(I)=(X(I)+X(J)+X(K)+X(L))/4.
  Y(I)=(Y(I)+Y(J)+Y(K)+Y(L))/4.
501 I=I(N,M)
  MP=MP+1
  IF(M.EQ.4) MP=1
  J=I(N,MP)
  XI=X(J)-X(I)
  YI=Y(J)-Y(I)
  THETA=ATAN2(XI,YI)
  XI=X(I)-X(I)
  YI=Y(I)-Y(I)
  COSA=COS(2.*THETA)
  SINI=SIN(2.*THETA)
  XX(M)=-COSA*XI+SINI*YI+X(I)
  YY(M)=COSA*YI+SINI*XI+Y(I)
510 CONTINUE
  XX5=XX(5)
  YY5=YY(5)
  DO 515 I=1,4
  AE(I,1)=XX(I)-XX5
  AE(I)=AE(I,1)
  IF(ABS(AE(I,1)).LE.1.0D-05) AE(I,1)=0.0
  AE(I,2)=YY(I)-YY5
  IF(ABS(AE(I,2)).LE.1.0D-05) AE(I,2)=0.0
  AE(I,3)=AE(I,1)**2
515 AE(I,4)=AE(I,2)**2
  IM=-1
  DO 516 INC=1,2
  II=JND+5-4
  PM=5-INC
  IM=-IM
  GO 517 M=1,4
  P=P
  GO TO (521,522,523,524),M

```

```

521 I=2
    MLLT=IM
    GO TO 525
522 I=1
    MLLT=-IM
    J=3
    GO TO 526
523 I=1
    MLLT=IM
    J=2
    K=4
    GO TO 527
524 I=1
    MLLT=-IM
525 J=I+1
526 K=J+1

```

```

C*****
C          CALCULATE ATERMS
527 ATEFMS(N,M+II)=AB(J,1)*AB(J,2)*AE(K,MM)+AE(J,1)*AE(K,2)*AE(I,MM)
    +AE(K,1)*AE(I,2)*AE(J,MM)-AE(J,1)*AE(I,2)*AE(K,MM)
    -AE(I,1)*AE(K,2)*AE(J,MM)-AE(K,1)*AE(J,2)*AE(I,MM)

```

```

C*****
C          ASSIGN APPROPRIATE SIGN TO A-TERMS

```

```

517 ATEFMS(N,M+II)=MULT*ATERMS(N,M+II)
    ATEFMS(N,II)=0
    GO 516 M=1,4
518 ATEFMS(N,II)=ATERMS(N,II)-ATERMS(N,II+M)
518 CONTINUE
    DET=0.
    GO 520 M=1,4
520 DET=DET+ATERMS(N,M+1)*AB(M,3)
    DET=DET/2.
    GO 528 M=1,10
528 ATEFMS(N,M)=ATERMS(N,M)/DET
500 CONTINUE

```

```

C*****

```

III SET UP TOTAL STIFFNESS RELATION

```

C*****

```

INITIAL PARAMETERS FOR HANDLING FLOW CYCLES

```

IPAIN=C
ICYCLE=0
TIME=0.
KT=1
IWRITE=IWRITE
IF(IWRITE.LT.0) IWRITE=-IWRITE

```

```

C*****

```

FORM OVERALL STIFFNESS MATRIX

```

600 CALL SOLSTF(KSW)

```

```

C*****

```

CHECK IF SAND WIDTH IS NOT EXCEEDED IN SOLSTF

```

IF(KSW.EQ.1) GO TO 950

```

```

C*****

```

IV TRIANGULARIZE STIFFNESS MATRIX BY GAUSSIAN ELIMINATION

```

C*****

```

NEAN=1

```

C*****

```

V STORE LOAD+VOL. STRAIN VECTOR IF, TI
SOLVE NOCAL DISPL. AND FORE PRESS. IUCN), S/EMKIEY BACKSLESTIT.

```

C*****

```

STORE (NEW) LOAD+VOL. STRAIN VECTOR IFI AND ITI FROM IBI INTO IBI

```

650 GO 660 I=1, LOCMAX
660 EE(I)=E(I)

```

```

C*****

```

IF NEAN=1, PERFORM GAUSS ELIMINATION (TRIANGULARIZE) AND SET NEAN=2

```

C*****

```

IF NEAN=2, SOLVE NOCAL DISPL IUCN)I AND FOREPRESS IS/BMKI BY BACKSUB
IFI AND ITI, STORED IN RESP. IE(LCCNCCS)I AND IE(LOCCELMS)I ARE CONVER
INTO NOCAL DISPL AND FOREPRESS/EMK BY BACKSUBSTITUTION
CALL BANSOL (NUMEL, NUMMP, NEAN)

```

NEAN=2
WRITE(6,2205) ICYCLE, IPAIN, TIME
2205 FORMAT (' ICYCLE=', I5, ' IPAIN=', I5, ' TIME=', F10.0)

```

```

C*****

```

CHECK IF 'CALL STRESS' AND PRINT OUT IS NEEDED FOR THIS FLOW CYCLE
IF(IPAIN.EQ.IWRITE.(OR.ICYCLE.LE.IWRITE)) GO TO 700

```

C*****

```

CHECK FOR PRINT OF THE FINAL AND THE CRAINCYC CYCLE
IF(TIME.GT.FTIME.(OR.TIME.GT.99999.)) GO TO 700
GO TO 750

```

C*****
C      VI          OUTPUT
C*****
C      700 WRITE(6,2200) TIME
C*****
C      STORE DISPLACEMENTS AND CALL 'STRESS' FOR CALC. OF STRAINS AND STRES
      EC 710 K=1,NUMNP
      KK=LOCNOCK(K)
      CX(K)=E(KK)
      710 CY(K)=E(KK+1)
      WRITE(6,2210) (N,CX(N),OY(N),N=1,NUMNP)
      CALL STRESS
      IMAIN=C
C*****
C      CHECK IF MORE CYCLES OR A DRAINED CYCLE IS NEEDED,IF NOT,FINISH PRO
      IF(TIME.GT.99999.0.OR.FTIME.LT.0.) GO TO 900
C*****
C      CHECK IF TIME LIMIT IS EXCEEDED, IF SO, GO TO DRAINED CYCLE
      IF(TIME.GT.FTIME) GO TO 850
C*****
C      CHECK FOR INITIAL AND CONT. SPECIFIED PORE PRESS (NOCODE(K)=4 OR -1
C*****
C      IF CONT. SPEC. PORE PRESSURES,THE STIFENESS RELATION REMAINS THE SAM
C      THE NEXT FLOW CYCLE CAN BE DONE
      IF(NUMSP.EQ.0) GO TO 750
      NUMSP=0
      FLUSS=.FALSE.
      GO 720 K=1,NUMEL
      IF(NCODE(K).LE.0) GO TO 720
      NOCKE(K)=0
      FLUSS=.TRUE.
      720 CONTINUE
C*****
C      IF POREPRESSURES SPECIFIED ONLY INITIALLY THE STIFENESS REL. IS ADJU
C      THE IN 'STRESS' CALCULATED VOLUMETRIC STRAINS ARE PUT INTO IT
      IF(FLUSS) GO TO 600
C*****
C      VII      FLOW - OR CONSOLIDATION CYCLE
C*****
C      INCREASE PARAMETERS FOR FLOW CYCLE BY ONE UNIT
      750 IMAIN=IMAIN+1
      TIME=TIME+DTIME
      ICYCLE=ICYCLE+1
C*****
C      CALCULATION OF FLOW TERMS
C*****
C      DIFFERENT PERMEABILITIES IN DIFFERENT LAYERS ARE INCLUDED
      GO 800 N=1,NUMEL
      LOCEL=LOCELM(N)
      K=L(CELM(N))
      MTYPE=IX(N,5)
C*****
C      CALCULATE POREPRESSURES FROM THE LAST FLOW CYCLE
      PRESS(N)=B(K)*EMK(MTYPE)
C*****
C      CHECK IF FLOW CALCULATION IS NEEDED FOR THIS ELEMENT (IF WITHIN FLOW
      IF(NCODE(N).NE.0) GO TO 800
      FP(1)=PRESS(N)
      GO 810 M=1,4
      MJ=M+1
      INC(NM)=INCID(N,M)
      IF(INC(NM) )811,812,813
      811 II=-INC(NM)
      FP(M+1)=2.*BP(II)-FP(1)
      GO TO 810
      812 FP(M+1)=PP(1)
      GO TO 810
      813 II=INC(NM)
      FP(M+1)=PRESS(II)
      IF(IX(N,5).NE.IX(II,5)) GO TO 814
      M1=M+1
      GO TO 810
      814 MTYFN=IX(N,5)
      MTYFII=IX(II,5)
      RK=(ONL(MTYFN,1)/(CND(MTYFII,1)
      FP(M+1)=-((EC(II)/EC(N))*FP(1)+((EC(II)+EC(N))/EC(N))*((FP(1)+EC(II)*
      1RK+(PRESS(II)+EC(N))/(EC(N)+RK*EC(II)))

```

```

810 CONTINUE
  I=I+(N,5)
  MN=MN+5
  FLCF=C.
  DO 820 L=1,2
  MN=MN+5
  (C[M,L]=CNC(M,L)
  DO 820 J=1,5
  FLCF=FLCF+ATERF(N,J+MN)*FF(J)*CNDMPL*CTIME
  JMN=J+MN
820 CONTINUE
C*****
C  CALCULATE NEW SPEC. VOL. STRAIN ITI BY SUBTRACTING THE FLOW TERM FROM
C  FORMERLY SPEC. ITI IN IE(LCCELM), AND STORE NEW ITI INTO IE(LCCELM)
  E(K)=BE(K)-FLOW*V(LCELM(N))*EM(K)
C*****
C  STORE THE NEW SPEC. VOL. STRAIN, ITI IN EE(LCCELM)
  EE(K)=E(K)

800 CONTINUE
C*****
C  TRANSFER IPI BACK FROM IE(LCCNDES) INTO THE IE(LCCNODS) VECTOR
  DO 830 L=1,NUMMF
  N=LCCNOD(L)
  E(N)=BE(N)
830 E(N+1)=EE(N+1)
C*****
C  CALL EANSOL FOR SOLVING THE NEW UNMACHN DISPL AND POREPRESS/EMK
  GO TO 850
C*****
C
C      VIII      DRAINED CYCLE
C*****
850 CONTINUE
  TIME=100000.
  KT=NP_CTS
  DO 860 K=1,NUMEL
C*****
C  SOLVE SITUATION AS IF ALL POREPRESSURES WERE DISSIPATED (TIME=100000)
C  SET PORE PRESSURES = 0 IN THESE ELEMENTS
  IF(NCODE(K).EQ.0) PRESS(K)=0.
C*****
C  CHANGE NCODE(K) FROM 0 TO +1 FOR ELEMENTS WITH NO SPECIFIED POREPRESSURE
  IF(NCODE(K).EQ.0) NCODE(K)=1
  NLMSF=NUMEL
C*****
C  GO BACK TO SOLSTF, IN ORDER TO ADJUST STIFFN RELATION, BEFORE SOLVING
  GO TO 800
C*****
C
C      IX      END OF PROBLEM
C
900 WRITE(E,2220)
  IF(NPLCTS.GT.100) GO TO 1000
C****
C  CHECK FOR DATA CARDS WITH STARS
950 READ(5,1230) CHECK
C*****
C  IF NOT PRESENT, READ DATA CARDS UNTIL THIS STARS CARD AND START NEW PRO
  IF(CHECK.NE.STARS) GO TO 950
  GO TO 50
C*****
C  PLY STATEMENT IN IN ORDER TO REACH THE CALL EXIT
1000 WRITE(E,2240)
  CALL EXIT
C

```

```

1010  FORMAT(18A4/4I5,2F10.0,2I5,2F10.0,2I5)
2010  FORMAT(1F1,18A4/
1 3C+0  NUMBER OF NODAL POINTS ----- 13 /
2 3C+0  NUMBER OF ELEMENTS ----- 13 /
3 3C+0  NUMBER OF MATERIALS ----- 13 /
4 3C+0  NUMBER OF PRESSURE CARDS --- 13 /
5 3C+0  X-ACCELERATION ----- E12.4 /
6 3C+0  Y-ACCELERATION ----- E12.4 /
7 3C+0  NUMBER OF CORE PRESSURES----- 13 /
8 3C+0  NUMBER OF BOUNDARY CARDS --- 13 /
9 3C+0  TIME INCREMENT ----- E12.4 /
A 3C+0  TOTAL TIME ALLOWED ----- E12.4 /
E 3C+0  DIFFERENT TYPES OF FLCTS --- 15 )
2020  FORMAT(// ' MATERIAL',4X, ' DENSITY',4X, ' YOUNG MODULUS POISSON RAT
110 ' ,9X, ' CONDUCTIVITIES' )
1030  FORMAT(15,5X,5F10.0)
2030  FORMAT(110,5E15.8)
2040  FORMAT(1F1, ' NODAL POINT TYPE X-ORDINATE Y-ORDINATE X LC
2AC CR DISPLACEMENT Y LOAD OF DISPLACEMENT' )
1050  FORMAT(15,5F10.0,4F10.0)
2050  FORMAT(112,12.2,2F12.3,2E24.7)
2060  FORMAT( ' NODAL POINT EFFCOF N='15)
2070  FORMAT(1F1, ' ELEMENT NO. I J K L MATERIAL VC
1LLMETRIC STRAIN' )
1080  FORMAT(6I5,5F10.0)
2080  FORMAT(113,4I6,1I2,5F24.7)
2090  FORMAT(29+OPRESSURE BOUNDARY CONDITIONS/ 26+ I J PRESS
2LRE )
1100  FORMAT(2I5,5F10.0)
2100  FORMAT(2I6,5F12.3)
2110  FORMAT( ' SPECIFIED ELEMENT PRESSURES' / ' ELEMENT NO. PRESSURE
1CCCC' )
2120  FORMAT(17,5X,E12.5,5X,15)
2130  FORMAT(// ' MAXIMUM BAND WIDTH OF COEFFICIENT MATRIX IS',I5/)
2140  FORMAT(1F1, ' BOUNDARY CONDITIONS' / ' NODE NOE ELEMENT (CONDI
1TICN' )
1150  FORMAT(4I5,5F10.0)
2150  FORMAT( ' BOUNDARY CONDITION EFFCOF NODES',2I4, ' ELEMENT',I4)
2160  FORMAT(2I5,1I0, ' PRESSURE IS ',E12.5)
2170  FORMAT(2I5,1I0, ' NO FLOW ACROSS BOUNDARY' )
2200  FORMAT(1F1, ' THE OUTPUT IS AS FOLLOWS AT TIME',E12.5)
2210  FORMAT(12F N.P. NUMBER,19X,2FLX,18X,2FLY/(112,2E20.7))
2220  FORMAT(// ' PROBLEM FINISHED' )
1230  FORMAT(A4)
2240  FORMAT (1H1,5X, 'END OF JOB' )
END

```



```

C*****
C FORM QUADRILATERAL STIFFNESS BY ELIMINATING THE TERMS FOR THE MIDDLE
121 S1C10=S(10,10)
CC 125 II=1,9
CC=S(I1,10)/S1C10
CC 125 JJ=1,9
125 S(11,J.)=S(11,10)-CC*S(10,J.)
S99=S(9,9)
CC 130 II=1,8
CC=S(11,9)/S99
CC 130 JJ=1,8
130 S(11,J.)=S(11,9)-CC*S(9,J.)
C*****
C ADD ELEMENT TO TOTAL STIFFNESS
C*****
CC 141 I=1,4
M=I*(N,I)
141 LM(I)=LOCNOD(M)-1
C*****
C FIND APPROPRIATE ELEMENT STIFFNESS LOCATION (II,JJ) WITHIN BLOCK
CC 150 I=1,4
CC 150 K=1,2
JJ=LM(I)+K
II=J-K*SHIFT
KK=2*I-2*K
JJ=LOCELM(N)-II+1-M*SHIFT
C*****
C ADD ELEMENT STIFFNESS TERMS FROM IK*IF TO THIS LOCATION
A(I1,J.)=A(II,JJ)+S(KK,11)
C*****
C FIND APPROPRIATE GLOBAL STIFFNESS LOCATION WITHIN BLOCK
CC 150 J=1,4
CC 150 L=1,2
JJ=LM(J)+L-II+1-K*SHIFT
LL=2*J-2*L
IF(CJ.LE.C) GO TO 150
IF(MB4*GE.JJ) GO TO 155
WRITE(6,2030)M
ISTCP=2
GO TO 150
C*****
C ADD GLOBAL STIFFNESS TERMS FROM IK*IF TO THIS LOCATIONS
155 A(II,J.)=A(II,JJ)+S(KK,LL)
150 CONTINUE
100 CONTINUE
C*****
C III-2 FORM LOAD AND VOLUMETRIC STRAIN VECTOR IP,II
C*****
C ADD BODY FORCES
C*****
170 IF(NUMFC.EG.0) GO TO 200
C*****
C INCLUDE BOUNDARY PRESSURE (P(X,Y)) INTO THE LOAD VECTOR IP IN BLOCK
C*****
CC 180 L=1,NUMPC
I=IEC(L)
J=JEC(L)
FF=FR(L)/2.
C*****
C REPLACE BOUNDARY PRESSURE BY NODAL FORCES
CCX=(X(I)-X(J))*PF
CCY=(Y(I)-Y(J))*PF
II=LOCNOD(I)
JJ=LOCNOD(J)
III=II+1
JJJ=JJ+1
C*****
C CHECK FOR LOCATION
IF(II.LY.NL) GO TO 185
IF(III.GT.NM) GO TO 185
C*****
C PUT THE (EQUIV) NODAL FORCES IN BLOCNODS OF LEFTMOST NODE
C IF (SEE NEGATIVE, HANDLE SDFWEC BOUNDARY CASE
SIN/=0.
COS/=1.
IF(CODE(I).GE.C.) GO TO 187
SIN/=DSIN(CODE(I))
COS/=DCOS(CODE(I))
187 E(III)=E(III)+CCSA*CCX-SINA*CCY
180 E(II)=E(II)+COSA*CCY+SINA*CCX
C*****

```

```

C CHECK FOR LOCATION
185 IF(JJ.LT.NL) GO TO 190
IF(JJ.GT.NM) GO TO 190
C*****
C PUT THE (EQUIV) NODAL FORCES IN A(LCCNODS) OF RIGHTMOST NOD
196 SIN/=0.
COS/=1.
IF(CODE(J).GE.0) GO TO 197
SIN/=DSIN(CODE(J))
COS/=DCOS(CODE(J))
197 E(J,J)=E(J,J)+COSA*CDX-SINA*CDY
198 E(J,J)=E(J,J)+COSA*CDY+SINA*CDX
199 CONTINUE
C*****
C C C C C
C III-3 MIXED BOUNDARY CONDITIONS
C*****
C IF SPECIFIED DISPLACEMENTS ARE PUT IN THE LOADVECTOR.
C IF SPECIFIED VOL. STRAIN ARE PUT INTO THE VOL. STRAIN VECTOR ITI (BCL
C IF NODAL DISPL. AND PREPRESS. ARE SPECIFIED MODIFY IS CALLED
C THE RELATED ROWS AND COLUMNS ARE SET = 0
C THE APPROPRIATE STIFFNESS TERM IS SET EQUAL TO 1
C THE DISPL. + PREPRESS. ARE SPECIFIED IN THEIR LOAD- AND VOL. STRAIN VE
200 GO 210 I=1,NUMNP
C*****
C CHECK LOCNODS, IF THE ITH LOCNOD IS WITHIN ITH BLOCK OF A-MATRIX OPER
IF(LOCNOD(I)-NL)210,211,211
210 CONTINUE
211 II=1
GO 220 I=II,NUMNP
C*****
C CHECK LOCNODS, IF THE 2TH LOCNOD IS OUTSIDE 2TH BLOCK OF A-MATRIX, FIN
IF(LOCNOD(I)-NF)221,221,223
221 N=LOCNOD(I)
C*****
C ADD SPEC. FORCES OR DISPL. IF IE, CONCENTRATED ON NODES, TO THE
LOADVECTOR (R IPI, IN B(LCCNODS)
E(N)=B(N)+LX(I)
E(N+1)=E(N+1)+LY(I)
C*****
C CHECK, WHICH DISPLACEMENT IS SPECIFIED
IF(CODE(I)=1,X-DISPL., IF=2, Y-DISPL., IF=3, X- AND Y DISPLACEMENT
224 IF(CODE(I))240,220,224
IF(CODE(I).LT.1.5) GO TO 225
IF(CODE(I).LT.2.5) GO TO 240
IF(CODE(I).LT.3.5) GO TO 227
C*****
C SPECIFY X-DISPLACEMENT IF I OR E(LCCNOD) AND CALL MODIFY
225 L=L(I)
NN=N-KSHIFT
CALL MODIFY(ND2,N,L,NN)
GO TO 220
C*****
C SPECIFY X-DISPLACEMENT IF I OR E(LCCNOD) AND CALL MODIFY
227 L=L(I)
NN=N-KSHIFT
CALL MODIFY(ND2,N,U,NN)
C*****
C SPECIFY Y-DISPLACEMENT IF I OR E(LCCN+1) AND CALL MODIFY
240 L=L(I)
N=N+1
NN=N-KSHIFT
CALL MODIFY(ND2,N,L,NN)
220 CONTINUE
223 GO 230 I=1,NUMEL
C*****
C CHECK LOCELM, IF INSIDE BOTH PARTS OF A-MATRIX, OPERATE
IF((LOCELM(I).LT.NL).OR.(LOCELM(I).GT.NF)) GO TO 230
MTYPE=1*(I,5)
IF(MTYPE.LT.0) MTYPE=-MTYPE
L=LOCELM(I)
C*****
C ALL THE IN **STRESS** SPECIFIED VOL. STRAIN INTO IP, TI AND IN MODIFY
C SUBTRACT SPECIFIED PREPRESS/EMK FROM SPEC. VOL. STRAIN ITI IN E(LCELM
E(L)=B(L)+EPS(I)*VOL*EMK(MTYPE)
IF(CODE(I).EQ.0) GO TO 230
LL=L-KSHIFT
C*****

```

```
C SPECIFY POREPRESS,EMK IN ITI AND CALL MCCIFY
L=PFESS(I)/EMK(MTYPE)
CALL MCCIFY (NC2,L,U,LL)
WRITE(E,2050)I,NCODE(I)
230 CONTINUE
C*****
C CC TAPE HANDLING,READS A-MATRIX ON TAPE BY BLOCKS
C*****
C*****
C CHECK IF ALL LOCATIONS ARE INCLUDED
IF (LD(MAX,LE,ND) CC TO 900
C*****
C IF NOT,WRITE FIRST HALF OF A-MATRIX ON TAPE
250 WRITE(E)((A(N,M),M=1,MEAND),N=1,ND)
C*****
C SHIFT SECOND HALF TO FIRST HALF OF A-MATRIX
CC 300 N=1,ND
K=N+ND
CC 300 M=1,MBAND
A(N,M)=A(K,M)
C*****
C REINITIATE FIRST HALF OF A-MATRIX
300 A(K,M)=0.
C*****
C CHECK FOR LAST BLOCK
IF (NM.LT.LCCMAX) CC TO 50
900 CONTINUE
CC 310 N=1,NUMEL
310 IX(N,5)=-IX(N,5)
C*****
C CHECK FOR NEGATIVE ELEMENT -VOLUME CEL. INC. ARE NUMBERED THE WRONG WAY
C SET MATERIAL NUMBER POSITIVE AGAIN, AFTER USING IT AS INDICATOR FOR
IF (ISTCP.EQ.1) GO TO 301
KSN=1
301 RETURN
C
C
2010 FORMAT(///'ENTERING SOLSTF,FORM MACRO STIFFNESS MATRIX'/)
2020 FORMAT('NEGATIVE OF ZERO AREA ELEMENT NO.',I4)
2030 FORMAT('BAND WIDTH FOR ELEMENT',I4,'TCC LARGE')
2050 FORMAT('SPECIFIED PRESSURE FOR ELEMENT',I5,' NCODE(I)=' ,I3)
END
```



```

C***** SLEFOUJINE GUAC *****
C*****
C***** IMPLICIT REAL*8(A-H,O-Z)
FEAL*4 FFC
COMMON UX(500),LY(500),EPS(500),ATERMS(500,10),BMK(12),X(500),
1Y(500),FEC(18),RC(12),E(12),GN(12),PF(200),ANGLE(4),CCDE(500),
1SIG(10),VOLELM(500),CCAD(12,2),ACELX,ACELY,CTIME,FTIME,VCL,
1IEC(500),JEC(500),INCIC(500,4),ALMNF,ALMEL,NLMNAT,NUMFC,MTYPE,
1N,NLMSF,NUMEC
COMMON/STORE/PRESS(500),CX(500),CY(500),LCCNCD(500),LCCELM(500),
1NELCK,NUMELK,FEANE,MEMAX,LCCMAX
COMMON/ARG/TP(6),S(11,11),F(11),C(3,3),H(6,10),F(6,10),G(6),XX(5),
1FF(6,10),D(6,6),DC(3,3),AE(4,4),YY(5),LM(5),IX(500,5),ACCCDE(500)
C*****

```

```

C
C      III-1 ASSEMBLE ELEMENT STIFFNESS AND THE STRAINTRANSFORMATION MAT
C      FOR THE QUADRILATERAL ELEMENT
C

```

```

C*****
C*****

```

```

C (CREATE AN EXTRA NODE IN THE ELEMENT INORDER TO FORM 4 TRIANGLES
C SET ANGLE FOR SKEWED BOUNDARY
MTYPE=IX(N,5)
XX(5)=0.
YY(5)=0.
DO 10 M=1,4
MM=IX(N,M)
XX(M)=X(MM)
YY(M)=Y(MM)
ANGLE (M)=CODE(MM)/57.3
10 XX(5)=XX(5)+XX(M)
YY(5)=YY(5)+YY(M)
XX(5)=XX(5)*0.25
YY(5)=YY(5)*0.25

```

```

C*****
C INITIAL ARRAYTERMS = 0
DO 15 M=1,11
F(M)=0.
DO 15 L=1,11
15 S(M,L)=0.
DO 21 M=1,10
DO 21 L=1,6
G(L)=0.
21 FF(L,M)=0.

```

```

C
C      III-1-1 FORM STIFFNESS TERMS FOR SUBTRIANGLES
C

```

```

C*****
C EACH TRIANGLE HAS TWO REGULAR NODES AND INCLUDES THE CENTERNODE
VCL=0.

```

```

C*****
C FORM STRESS STRAIN RELATION 101 IN C(3,3)
GN(MTP)=GNU(MTYPE)
CCMM=(1.+GNMTP )*(1.-2.*GNMTP )
CCMM=E(MTYPE)/CCMM
C(1,1)=(1.-GNMTP )*CCMM
C(1,2)=GNMTP *CCMM
C(2,1)=C(1,2)
C(2,2)=C(1,1)
C(3,3)=0.5*(1.-2.*GNMTP )*CCMM
DO 20 M=1,2
C(M,3)=0.
20 C(3,M)=0.

```

```

C INITIATE PARAMETERS FOR CALCULATION OF STIFFNESS
M=5
II=1
30 GO TO (31,32,32,34,100),II
31 I=1
J=2
DO 32 TO 40
32 I=I+1
J=J+1
DO 34 TO 40
34 I=4
J=1

```

```

C*****

```

```

C      INITIATE SUBARRAYS D,H,F, FOR EVERY TRIANGULAR SUBELEMENT
40    CC 42 M=1,6
      CC 41 L=1,10
      F(M,L)=0.
41    H(M,L)=0.
      CC 42 L=1,6
42    C(M,L)=0.
C      CALCULATE THE STIFFNESS [K]E = INTEGRAL OVER VOL. OF [B]T*[C]*[B] IN
C      FOR TRIANGULAR SUBELEMENTS
C*****
      LM(1)=1
      LM(2)=2
      LM(3)=3
      A2=X(J)-XX(I)
      A3=X(K)-XX(I)
      E2=Y(J)-YY(I)
      E3=Y(K)-YY(I)
      COMM=A2*E3-A3*E2
      AREA=COMM*0.5
      VOL=VOL+AREA
      IF(VOL.EQ.0.) GO TO 500
      C(2,2)=C(1,1)*AREA
      C(2,6)=C(1,2)*AREA
      C(3,3)=C(3,3)*AREA
      C(3,5)=C(3,3)

      C(5,5)=C(3,3)
      C(6,6)=C(2,2)*AREA
C*****
C      TERMS IN LOWER TRIANGLE SYMMETRIC TO UPPER TRIANGLE
      CC 45 L=1,5
      LL=L+1
      CC 45 M=LL,6
45    C(M,L)=C(L,M)
C*****
C      FORM AN INVERSE OF [A] IN [L]E=[A]*(ALPHA) FOR 3 NODES OF TRIANG. SUB
C*****
C      FIRST FORM INVERSE OF A 3X3 MATRIX OUT OF [A]
      CC(1,1)=1.
      CC(1,2)=0.
      CC(1,3)=0.
      CC(2,1)=(E2-B3)/COMM
      CC(2,2)=E3/COMM
      CC(2,3)=-B2/COMM
      CC(3,1)=(A3-A2)/COMM
      CC(3,2)=-A3/COMM
      CC(3,3)=A2/COMM
C*****
C      ASSEMBLE INVERSE OF [A(6X6)] IN [L(6,6)] FOR EACH TRIANGLE
      CC 50 M=1,3
      MM=2*LM(M)-1
      CC 50 L=1,3
      H(L,MM)=CC(L,M)
40    F(L+3,MM+1)=CC(L,M)
C*****
C      FORMULATE UNKNOWN FOR SKEW BOUNDARIES IF ARE SPECIFIED NEGATIVE
      CC 60 M=1,2
      MM=LM(M)
      ANGM=ANGLE(MM)
      IF(ANGM .GE.0.) GO TO 60
      SIN=DSIN(ANGM)
      COS=DCOS(ANGM)
      L=2*MM
      CC 61 LL=1,6
      TEM=H(LL,L-1)
      F(LL,-1)=TEM*COS+H(LL,L)*SIN
      H(LL,L)=-TEM*SIN+H(LL,L)*COS
      EC CONTINUE
C*****
C      FORM STIFFNESS [K]E = [C]*[B]T*[B]*VOL IN G(6) FOR EACH SUBTRIANGLE
      G(2)=BMM(MTYPE)*AREA
      G(6)=G(2)
C*****
C      FORM [K]E*[A]E-INVERSE FOR TRIANGULAR SUBELEMENT
      CC 70 M=1,10
      CC 70 L=1,6
      IF(F(L,M).EQ.0.) GO TO 70
      CC 69 ML=1,6
      F(ML,M)=F(ML,M)+D(ML,L)*H(L,M)
      EC CONTINUE

```

```
C*****
C
C   III-1-E ASSEMBLE STIFFNESSTERMS FOR QUADRILATERAL BY SUPERPOSITION
C*****
C   ACC THE TERMS FROM THE DIFFERENT SUBTRIANGLES AT EACH NODE IN FC6,10
C   CC 75 L=1,10
C   CC 75 M=1,6
C   IF(F(M,L).EQ.0.) GO TO 75
C*****
C   THEN FORM THE ELEMENT STIFFNESS MATRIX  $[A]INV, T*IKI*[A]INV$  IN SC10,1
C*****
C   CC 74 ML=1,10
C   74 S(L,M_) = S(L,ML) + H(M,L)*F(M,ML)
C*****
C   FOR  $[A]INV, *IKI*$  IN THE 11TH COLUMN OF S(11,11)
C*****
C   S(L,11) = S(L,11) + H(M,L)*G(M)
C   75 CONTINUE
C   CC 80 L=1,6
C*****
C   STORE TERMS OF  $[A]INV$  FROM TRIANG SUBEL. IN FH(6,10)
C   CC 80 M=1,10
C   80 FH(L,M) = FH(L,M) + H(L,M)
C   II = II + 1
C*****
C   GO BACK FOR THE NEXT TRIANG SUBELEMENT
C   GO TO 30
C*****
C   FORM STIFFNESS  $IKI, T*IAI$  IN ROW 11 OF S(11,11) BY TRANSPOSING
C*****
C   100 CC 110 L=1,10
C   S(11,_) = S(L,11)
C*****
C
C   III-1-C FORM STRAINTTRANSFORMATION MATRIX
C*****
C   CC 110 M=1,6
C   110 FH(M,L) = FH(M,L)/4.
C   500 RETURN
C   END
```

```

SLEEFOUTLINE BANSCL (NUMEL,NUMNF,NEAN)
IF (LLOC) READ * (A, F, C, 2)
COMMON/STORE/PRESS(500),CX(500),CY(500),LCCNCC(500),LCCELN(500),
$NLOCK,NUMELK,NEAF,MEAN,MEANX,LCCMAX
COMMON/EANARG/ EC(500),A(400,30)
C*****
C IV TRIANGULARIZE STIFFNESS MATRIX (BY GAUSSIAN ELIMINATION)
C SOLVE UNKNOWN NODAL DISPL AND FORCE/RESS. BY BACKSUBSTITUTION
C*****
C *****
C INITIATE PARAMETERS FOR TAPE HANDLING
  NN=NBLOCK
  NL=NN+1
  NF=NN+NN
C *****
C SKIP HANDLING BY BLOCKS AND TAPE IF LCCMAX.LT.2*BLOCKSIZE
  IF (LCCMAX.LE.NF) GO TO 11
C *****
C CHOOSE FOR TRIANGULARIZING OR DIRECT BACKSUBSTITUTION
C TRIANGULARIZING IF COMING FROM SOLSTE (NEAN=1)
C BACKSUBSTITUTION AFTER EACH CONSOLIDATION CYCLE (NEAN=2)
  GO TO (10,20),NEAN
  11 NN=1
  NN=NN
  GO TO (200,350),NEAN
C *****
C TAPE HANDLING, READ BLOCKS FROM TAPE INTO A-MATRIX
C *****
  10 NN=C
  REWIND 8
  REWIND 10
  ISTOP=1
  GO TO 150
  100 NN=NB+1
C *****
C SHIFT BLOCK FROM 2TH HALF TO 1TH HALF OF A-MATRIX
  GO 125 N=1,NBLOCK
  NN=NN+N
  GO 125 M=1,MBAND
  A(N,M)=A(NM,M)
C *****
C REINITIATE SECOND HALF OF A-MATRIX
  125 A(NM,M)=0.
C *****
C IF LAST BLOCK WAS READ IN START TRIANGULARIZING
  IF (NUMELK.EQ.NE) GO TO 200
C *****
C READ FIRST BLOCK IN SECOND HALF OF A-MATRIX
C IF LAST BLOCK WAS NOT READ, NEXT BLOCK IS READ IN 2TH OF A-MATRIX
  150 READ(B)((A(N,M),M=1,MEAN),N=NL,NF)
  ITAPE=8
  IF (NB.EQ.0) GO TO 100
C *****
C TRIANGULARIZE (PERFORM GAUSSIAN ELIMINATION)
C REDUCE THE BLOCK IN THE 1TH HALF OF A-MATRIX USING THE 2TH HALF
C *****
  200 CONTINUE
  IF (LCCMAX.LE.NF) NN=LCCMAX
  GO 300 N=1,NN
C *****
C CHECK FOR ZERO-DIAGONAL
  IF (A(N,1).EQ.0.) GO TO 201
  IF (NUMELK.NE.NE) GO TO 202
  LCC=N+(NUMELK-1)*NN
  IF (LCCMAX.LT.LCC) GO TO 300
  202 WRITE(6,2010)LCC
  ISTOP=2
  GO TO 300
  201 GO 275 L=2,MBAND
  IF (A(N,L).EQ.0.) GO TO 275
  C=A(N,L)/A(N,1)
  I=N+L-1
  J=C
  GO 250 K=L,MBAND
  J=J+1
  250 A(I,J)=A(I,J)-C*A(N,K)
  A(N,L)=C
  275 CONTINUE
  300 CONTINUE

```

```

C*****
C    CC TAPE HANDLING, WRITE REDUCED BLOCKS ON TAPE
C*****
C    IF(LCCMAX.LE.NF) CC TC 31C
C*****
C    WRITE OF REDUCED BLOCK FROM FIRST HALF OF A-MATRIX ON TAPE
C    WRITE(10)((A(N,M),M=1,MBAND),N=1,NELCK)
C*****
C    IF(NUMELK.EQ.NE) CC TC 31C
C    CHECK IF ALL BLOCKS ARE REAC AND TRIANGULARIZED
C    IF SO, GO INTO THE BACKSUBSTITUTION
C    CC TO 100
C#####
C*****
C    BACKSUBSTITUTE
C    CREFATE ON LOAD-AND VCL-STRAIN VECTOR (F,T) TILL THE UNKNOWN DISPL
C*****
C    31C NEAN=2
C*****
C    CALL EXIT IF ZERO DIAGONAL
C    CC TO (20,600),ISTCF
C    NE=C
C    IF(LCCMAX.LE.NF) NE=1
C    IF(LCCMAX.LE.NF) CC TC 351
C*****
C    CC TAPE HANDLING,REWIND TAPE AND REAC TRIANGULARIZED BLOCKS FROM TAP
C*****
C    REWIND COMPLETE TAPE
C    REWIND 10
C    CC TO 36C
C    32C NE=NB+1
C    CC 325 N=1,NBLOCK
C    NN=N+NA
C*****
C    SHIFT BLOCK FROM 2TH TO FIRST HALF OF A-MATRIX
C    CC 325 M=1,MBAND
C    A(N,M)=A(NM,M)
C*****
C    REINITIATE THE SECOND HALF
C    IF(NUMELK.GT.NE) CC TC 36C
C    325 A(NM,M)=0.
C    NNN=LCCMAX-(NUMELK-1)*NN
C    CC TO 351
C*****
C    THEN REAC NEXT BLOCK IN 2TH OF A-MATRIX BEFORE BACKSUBSTIT. STARTS
C    36C REAC(10)((A(N,M),M=1,MEAND),N=NL,NF)
C    IF(NB.EQ.0) GO TO 320
C    35C CONTINUE
C*****
C    BACKSUBSTITUTE
C    CALCULATE UNKNOWN IN LOAD-AND VCL-STRAIN VECTOR (F) AND (T) IN BC
C*****
C    NNN=NN
C    351 IF(LCCMAX.LE.NF) NNN=LCCMAX-(NE-1)*NBLOCK
C    CC 400 N=1,NNN
C    J=N+(NE-1)*NN
C    CC 375 L=2,MBAND
C    I=J+L-1
C    375 E(I)=B(I)-A(N,L)*E(J)
C    400 E(J)=R(J)/A(N,1)
C    IF(NUMELK.NE.NE) CC TO 32C
C    36C CONTINUE
C    381 CONTINUE
C    CC 450 M=1,NN
C    J=(NB)*NA-M+1
C    N=NN+1-M
C    CC 425 K=2,MBAND
C    I=J+K-1
C    425 E(J)=B(J)-A(N,K)*E(I)
C    45C CONTINUE
C*****
C    CHECK IF ALL BLOCKS ARE BACKSUBSTITUTED
C    IF NCI, GO BACK AND REAC IN NEXT BLOCK INTO THE SECOND HALF OF A-MATF
C    NE=NB-1
C    IF(NB.EQ.0) GO TO 500

```

```

C*****
C CC TAPE HANDLING, BACKSPACE AND REAR TRIANGULARIZED BLOCKS AGAIN ON T
  BACKSPACE 10
  BACKSPACE 10
C USE LAST BLOCK FIRST
C THE USE OTHER BLOCKS BY BACKSPACING
C NO BLOCKSHIFTING IS NECESSARY NOW
  REAR(10)((A(N,P),P=1,MEANC),N=1,NBLCK)
  GO TO 180
500 CONTINUE
  GO TO 550
600 CALL EXIT
550 RETURN
2010 FORMAT(' ZERO DIAGONAL AT LOCATION',I4)
  ENC

```

```

C*****
C SLEFOUTLINE STRESS
C*****
C IMPLICIT REAL*8(A-F,D-Z)
  REAL*4 REC
  COMMON UX(500),UY(500),EPS(500),ATEMS(500,10),BPK(12),X(500),Y(500)
  *C),FED(12),RD(12),EC(12),GML(12),FR(200),ANGLE(4),CCDE(500),SIG(10)
  *VCL,LM(500),COND(12,2),ACELX,ACELY,DTIME,FTIME,VCL,IEC(500),JEC(5
  *CC),INIC(500,4),ALMNF,NUMEL,ALMPC,ALMPC,ALMPC,ALMPC,ALMPC,ALMPC
  *COMMON /STCFE/ PRESS(500),CX(500),CY(500),LCCNCD(500),LCCELP(500),
  *NELOCK,NUMELK,MEANC,MEMAX,LCCMAX
  *COMMON /ARG/TP(6),S(11,11),F(11),C(3,3),H(6,10),F(6,10),G(6),XX(5),
  *HF(6,10),D(6,6),DC(3,3),AE(4,4),YY(5),LM(5),IX(500,5),NCCCE(500)
  *COMMON /EARG/ E(150),A(400,30)
C*****

```

```

C
C VI OUTPUT ,CALCLATE STRAINS AND FROM THEM THE STRESSES
C*****
  MPRINT=0
  MYFST=0
  GO 100 N=1,NUMEL
  MYFE=IX(N,5)
C*****

```

```

C*****
C CALL 'QUAD' IN ORDER TO OBTAIN THE ELEMENT STIFFNESS MATRICES (K1,K2)
C THE STRESS-STRAIN RELATION (C) ((3,3))
C AND THE STRAIN TRANSFORMATION MATRIX F(6,10)
  CALL QIAC
C*****

```

```

C SOLVE DISPLACEMENTS OF THE CENTERNODE BY PARTITIONING
C*****

```

```

  GO 120 I=1,4
  II=2*I-1
  J=I*(N,1)
  JJ=LCCNCD(J)
  F(II)=E(JJ)
120 F(II+1)=E(JJ+1)
C*****

```

```

  FORM EQUIV. LOADS ( XX(1) AND XX(2) )
  BY SUBTRACTING INFLUENCES OF THE 8 COMPONENTS FROM THE SLFFUNCING
  GO 150 I=1,2
  XX(I)=F(I+8)
  GO 150 K=1,8
150 XX(I)=XX(I)-S(I+8,M)*P(K)
  COMM=S(9,9)+S(10,10)-S(9,10)+S(10,9)
  IF(COMM.EQ.0.) GO TO 160
C*****

```

```

  MULTIPLY (XX) BY AN INVERSE (2X2) MATRIX OUT OF S(11,11)
  F(9)=(S(10,10)*XX(1)-S(9,10)*XX(2))/COMM
  F(10)=(-S(10,9)*XX(1)+S(9,9)*XX(2))/COMM
C*****

```

```

  CALCULATE THE VOLUMETRIC STRAIN
C*****

```

```

  FIND THE (ALPHA'S IN TP(6) FROM IFH(6,10)I*(NCDAI DISPL F(10) )
160 GO 170 I=1,6
  IF(I)=C.
  GO 170 K=1,10
170 IF(I)=IF(I)+IFH(I,K)*P(K)
C*****

```

```

C      CALCULATE THE STRAINS (XX) FROM THE ALPHAS (TP(6) )
      )X(1)=TP(2)
      )X(2)=TP(6)
      )X(3)= TP(3)+TP(5)
C*****
C      CALCULATE STRESSES
C*****
C      CALCULATE NORMAL-AND SHEARSTRESSES FROM(SIGMA)=ICI*(STRAINS)
      CC 180 I=1,3
      SIG(I)=0.
      CC 180 K=1,3
180  SIG(I)=SIG(I)+C(I,K)*XX(K)
      IF([ABS(SIG(3)).LT.1.0E-30) SIG(3)=0.
      IF(ACODE(N).EQ.0) GC TC 185
C*****
C      CALCULATE THE VOLUMETRIC STRAIN
      EFS(N)=TP(2)+TP(6)
185  CONTINUE
C*****
C      CALCULATE PRINCIPAL STRESSES FROM NORMAL AND SHEAR STRESSES
      CC=(SIG(1)+SIG(2))/2.
      EE=(SIG(1)-SIG(2))/2.
      IF([ABS(EE).GT.1.0E-30) GC TC 182
      EE=0.0
      CR=[ABS(SIG(3))
      GC TO 181
182  CR=[SQRT(EE**2+SIG(3)**2)
181  SIG(4)=CC+CR
      SIG(5)=CC-CR
      SIG(6)=CR
      IF((SIG(3).NE.0.)(CR.(EE.NE.0.)) GC TC 183
C*****
C      CALCULATE ANGLE OF FIRST PRINCIPAL STRESS WITH THE HORIZONT
      ANG=0.
      GC TO 184
183  ANG=ATAN2(SIG(3),EE)/2.
184  SIG(7)=97.396*ANG
C*****
C      CALCULATE POREPRESSURES FROM VOL STRAINS
C*****
      J=L[CELM(N)
      SIG(8)=E(J)*BMK(MTYPE)
C*****
C      PRINT OUT STRESSES
C*****
      IF(MPRINT.NE.0) GC TC 110
      WRITE(6,2010)
      MPRINT=50
110  MPRINT=MPRINT-1
      WRITE(6,2020)N,XX(5),YY(5),(SIG(I),I=1,8)
C*****
C      CHECK IF PORE PRESSURES DO NOT ELCH LF BY EXCEEDING A CERTAIN LIMIT
C      IF SC, SET DTIME=100000 IN CFDEF TO PROCEED WITH THE DRAINED CYCLE
C*****
      SIGE=SIG(8)
      IF([ABS(SIG(8)).GT.1000.) DTIME=FTIME
      IF([ABS(SIG(8)).GT.1000.) WRITE(6,2030) SIGE
100  CONTINUE
      RETURN
2010  FORMAT(7F1EL,NC,7), 'X',7X, 'Y',4X, 'X-STRESS',4X, 'Y-STRESS',3X,
1 'XY-STRESS MAX-STRESS MIN-STRESS MAX-SF-SIF ANGLE PORE PRESS')
2020  FORMAT(I7,2F8.2,1F6E12.4,4F1F7.2,1F6E12.4)
2030  FORMAT(' POREPRESS.=',E12.4,' EXCEEDS LIMIT (=1000.) ')
      END

```

BIBLIOGRAFIA

- 1 - BIOT, M.A., "Consolidation Settlement under a Rectangular Load Distribution", Journal of Applied Physics, Vol. 12, pg. 426-430, 1941.
- 2 - BIOT, M.A. "General Theory of Three-Dimensional Consolidation", Journal of Applied Physics, Vol. 12, pg. 155-164, 1941.
- 3 - BIOT, M.A. "Theory of Elasticity and Consolidation for a Porous Anisotropic Solid", Journal of Applied Physics, Vol. 26, pg. 182-185, 1955.
- 4 - CARSLAW, H.S., and JAEGER, J.C., The Conduction of Heat in Solids, New York, Oxford, 1950.
- 5 - CHRISTIAN, John T., "Undrained Stress Distribution by Numerical Methods", Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division - ASCE, Vol. 94, No. SM6, Proc. Paper 6243, November, pg. 1333-1345, 1968.
- 6 - CHRISTIAN J.T. e BOEHMER, J.W. "Plane Strain Consolidation by finite elements methods - DRS 76102, august, 1969.
- 7 - CHRISTIAN, J.T., BOEHMER, J.W., PHILIPPE, M.P. "Consolidation of a Layer Under a Strip Load, Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division - JSMFD-ASCE - SM7, July, 1972.
- 8 - COOLING, L.F. e GIBSON, R.E. "Settlement studies on structures in England. Proceedings, Conf. on Correlation Between Calculated and observed Stresses and Displacements, Institution of Civ. Engrs. London, England, 1955.

- 9 - COUTINHO, R.Q. - Características de Adensamento com drenagem radial de uma argila mole da Baixada Fluminense - Tese COPPE M.Sc., 1976.
- 10 - CRYER, C.W., "A Comparison of the Three-Dimensional Consolidation Theories of Biot and Terzaghi", Quarterly Journal of Mechanics and Applied Mathematics, Vol. 16, pg. 401-412, 1963.
- 11 - CLOUGH, R. W. "The finite element method in plane stress analysis," ASCE, Proceedings of the 2nd Conference on Electronic Computations, Pittsburg, Pa, 1960.
- 12 - DAVIS, E.H., and POULOS, H.G., "The Analysis of Settlement under Three-Dimensional Conditions", Symposium on Soft Ground Engineering, Brisbane, Austrália, 1965.
- 13 - DAVIS, E.H., and RAYMOND, G.P. "A Non-Linear Theory of Consolidation", Geotechnique, London, England, Vol. XV, No. 2, pg. 161-173, 1965.
- 14 - DICKEY, Joseph W., LAAD, Charles C., and RIXNER, Joseph J., "A Plane Strain Device for Testing Clays", Research in Earth Physics Phase Report No. 10, MIT Civil Engineering Research Report R68-3 Jan., 1968.
- 15 - HARR, M.S., Foundations of Theoretical Soil Mechanics. McGraw-Hill Book Company, New York, 1967.
- 16 - HERRMANN, S.L.R. "Elasticity equations for incompressible and nearly incompressible materials by a variational theorem", AIAA Journal, Vol. 3, pp. 1896-1900, 1965.
- 17 - INSTITUTO DE PESQUISAS RODOVIÁRIAS - DNER - "Características Geotécnicas de Argilas Moles da Baixada Fluminense",

Relatório Parcial de Pesquisa, IPR-DNER, 1976a.

- 18 - INSTITUTO DE PESQUISAS RODOVIÁRIAS - DNER - "Aterros Experimentais e Piezômetros Hidráulicos Fabricados pelo IPR", IPR-DNER, 1976b.
- 19 - INSTITUTO DE PESQUISAS RODOVIÁRIAS - DNER - "Estudo de Adensamento Radial em um Depósito de Argila Mole da Baixada Fluminense", Relatório Parcial de Pesquisa, IPR-DNER, 1976c.
- 20 - JOHNSON, S.J. - "Foundation Precompression With Vertical Sand Drains", Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division, ASCE, Vol. 96, Nº SM1, pg. 145-175, 1970b.
- 21 - De JOSSELIN De JONG, G. and VERRUYT, A. "Primary and secondary consolidation of a spherical clay sample", Proc. 6th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering, Vol. 1, pg. 254-258, 1965.
- 22 - LAMBE, T.W., HIRSCHFELD, R.C. and CHRISTIAN, J.T. "Analysis of stress distribution beneath embankments", M.I.T. Department of Civil Engineering, Report to U.S. Department of Commerce, R66-53, 1966.
- 23 - LAMBE, T.W., "Stress path method", ASCE, Journal of the Soil Mechanics and Foundation Division, Vol. 93, Nº SM6, pg. 309-331, 1967.
- 24 - LAMBE, T.W., and WHITMAN, R.V. - Soil Mechanics, John Wiley and Sons, Inc., New York, 1969.
- 25 - LANDAU, R.E. - "Method of Installation as a Factor in Sand Drain Stabilization Design", Highway Research Record, Nº 13, pg. 75-97, 1966.
- 26 - LOWE, J. - New Concepts in Consolidation and Settlement

- Analysis. Terzaghi lecture 1963-1972, pg. 340-377, 1971.
- 27 - LUSCHER, U. - Discussion on "Electric analogs in Time-Settlement Problems" - ASCE, Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division - Vol. 91, N^o SM1, pg. 190-195, 1965.
- 28 - MANDEL, J. - "Consolidation des Sols (etude mathematique)" Geotechnique, Vol. III, pg. 287-299, 1953.
- 29 - MAC DONALD, D.H. e SKEMPTON, A.W. - A Survey of Comparisons Between Calculated and Observed Settlements of Structures on Clay. Proceedings, Conf. on Correlation Between Calculated and Observed Stress and Displacements in Structures. Institution of Civil Engrs., London, England, pg. 318-337, 1955.
- 30 - PARIJA, G. "Axisymmetric Consolidation for a Porous Elastic Material Containing a Fluid". Journal of Mathematics and Physics. Vol. 36, pg. 338-346, 1958.
- 31 - RICHART, F.E., Jr. - "A Review of the Theories for Sand Drains", Transactions, ASCE, Vol. 124, pg. 709, 1959.
- 32 - RIXNER, J. - "Pore Pressure Dissipation under Plane Strain Conditions" - M.I.T. term project, Department of Civil Engineering, 1968.
- 33 - SCHIFFMAN, R.L. and GIBSON, R.E. - "Consolidation of non-homogeneous clay layers", - ASCE Journal of the Soil Mechanics and Foundation Division, Vol. 90, N^o SM5, pg. 1-30, 1964.
- 34 - SCHIFFMAN, R.L. and Fungaroli, A.A. "Consolidation Due to Tangential Loads", Proceedings, Sixth International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering, Montreal, Canada, Vol. 2, pg. 188-192, 1965.

- 35 - SCHIFFMAN, R.L., CHEN, A.T.F. and JORDON, J.C. "An Analysis of Consolidation Theories, "Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division. ASCE, Vol. 95, N^o SM1, pg. 285-312.
- 36 - SCOTT, R.R. - Principles of Soil Mechanics - Addison Wesley Publishing Company, Reading, Mass, 1963.
- 37 - SKEMPTON, A.W. e HENKEL, D.J. - "Tests on London Clay From Deep Borings at Paddington, Victoria and South Bank. Proceedings, 4th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering, London, England, Vol. 1, 1957.
- 38 - TAYLOR, D.W. - "Fundamentals of Soil Mechanics" - New York: John Wiley & Sons, 1948.
- 39 - TERZAGHI, K. - "Theoretical Soil Mechanics" - New York: John Wiley & Sons, 1943.
- 40 - TURNER, M.L., CLOUGH, R.W., MARTIN, H.C. and TOPP, L.J. "Stiffness and Deflection analysis of complex structures", Journal of American Science, Vol. 23, N^o 9, pg. 805-823, 1956.
- 41 - WILSON, E.L. - "Structural analysis of Axisymmetric Solids" A.I.A.A. Journal, Vol. 3, N^o 12, pg. 2269-2274, 1965.
- 42 - WILSON, E.L. - "Computer programming series"
(Feb., 1967) "Analysis of axisymmetric solids"
(Aug., 1965) "Transient temperature analysis of plane axisymmetric".
- 43 - ZIENKIEWICZ, O.C. and HOLISTER, G.S. - Stress Analysis, London, Wiley, 1965.

44 - ZIENKIEWICZ, O.C. and CHEUNG - The Finite Element Method in Structural and Continuous Mechanics London; McGraw-Hill, 1967.

BIBLIOGRAFIA COMPLEMENTAR

- 1 - BIOT, M.A. (1935) - "Le probleme de la Consolidation des ma tieres argileuses sous une charge". Ann. Soc. Sci. Bruxelles B55, pg. 110.113, 1935.
- 2 - BIOT, M.A. and CLINGAN, F.M. "Consolidation Settlement of a Soil with Impervious Top Surface", Journal of Applied Physics, Vol. 12, pg. 578-581, 1941.
- 3 - BIOT, M.A. and CLINGAN, F.M. "Bending Settlement of a Slab Resting on a Consolidating Foundation", Journal of Applied Physics, Vol. 13, pg. 35-40, 1942.
- 4 - BIOT, M.A. "General Solutions of the Equations of Elasticity and Consolidation for a Porous Material", Transactions, ASME, Journal of Applied Mechanics, Vol. 78, pg. 91-96, 1956.
- 5 - BIOT, M.A. and WILLIS, D.G. "The Elastic Coefficients of Consolidation", Transactions, American Society of Mechanical Engineers, Journal of Applied Mechanics, Vol. 79, pg. 574-601, 1957.
- 6 - BIOT, M.A. "Theory of Stability and Consolidation of a Porous Medium under Initial Stress", Journal of Mathematics and Mechanics Vol. 12, pg. 521-541, 1963.
- 7 - CHRISTIAN, John T. - "Two-dimensional analysis of stress and strain in soils", Report. N^o 1: "Iteration procedure for saturated elastic porous material", M.I.T. Department of Civil Engineering, Report N^o R65-46, 1965.
- 8 - CHRISTIAN, John T - "Undrained stress distribution by nume-

- rical methods". ASCE, Journal of the Soil Mechanics and Foundation Division, Vol. 94, N^o SM6, November, pg. 1333-1344, 1968.
- 9 - CHRISTIAN, John T. - "Numerical methods of calculating time-dependent settlement and heave of embankments", Internal Report, M.I.T., DSR 76102, 1967.
- 10 - CARSLAW, H.S., and JAEGER, J.C. - "Conduction of heat in solids, New York; Oxford University Press, 1959.
- 11 - DAVIS, E.H. and POULOS, H. G. - "Triaxial testing and three dimensional settlement analysis", Proceedings of the 4th Australia New Zealand Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering, pg. 233-243, 1963.
- 12 - De JOSSELIN De JONG, G. DE LEEUW, E.H. and VERRUYT, A. - "Consolidatie in drie dimensies",
Reprint of articles from LGM-Mededelingen
Soil Mechanics laboratory, Delft, P.O. Box 69, Netherlands, 1966.
- 13 - GIBSON, R.E. KNIGHT, K. and TAYLOR, P.W. - "A critical experiment to examine theories of three-dimensional consolidation Proceedings of the European Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering, Wiesbaden, Vol. 1, pg. 69-76, 1963.
- 14 - GIBSON, R.E. and McNAMEE, J. "The Consolidation Settlement of a Load Uniformly Distributed over a Rectangular Area. Proceedings Fourth International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering, London, England, Vol. 1, pg. 297, 1957.

- 15 - GIBSON, R.E. ENGLAND, G.L. and HUSSEY, M.J.L., "The Theory of One-Dimensional Consolidation of Saturated Layers I. Finite Non-Linear Consolidation of Thin Homogeneous Layers"- Geotechnique London, England, Vol. XVII, No 3, pg. 261-273 1967
- 16 - GIBSON, R.E., SCHIFFMAN, R.L. and PU, S.L., "Plane Strain and Axially Symmetric Consolidation of a Clay Layer of Limited Thickness, Smooth Impervious Base," SM Publication 3, University of Illinois at Chicago Circle, Department of Materials Engineering, Soil Mechanics Laboratory, 1968.
- 17 - JANBU, Nilmar, "Consolidation of Clay Layers Based on Non-Linear Stress-Strain", Proceedings, Sixth International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering, Montreal, Canada, Vol. 2, pg. 83-87, 1965.
- 18 - JOSSELIN DE JONG, G. de, "Application of Stress Functions to Consolidation Problems", Proceedings, Fourth International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering, London, England, Vol. 1, pg. 320, 1957.
- 19 - LEEUW, E.H. de, "The Theory of Three Dimensional Consolidation Applied to Cylindrical Bodies, "Proceedings, Sixth International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering, Vol. 1, Montreal, Canada, 1965.
- 20 - McNAMEE, J., and GIBSON, R.E. - "Displacement functions and linear transforms applies to diffusion through porous elastic media", Quarterly Journal of Mechanics and Applied Mathematics Vol. 13, pg. 98-111, 1960a.
- 21 - McNAMEE, J., and GIBSON, R.E. - "Plane Strain and axially symmetric problems of the consolidation of a semi-infinite

- clay medium". - Quarterly Journal of Mechanics and Applied Mathematics. Vol. 13, pg. 210-227, 1960b
- 22 - SCHIFFMAN, R.L. discussion of paper by Bromwell, L.G., and Lambe, T.W., Highway Research Record, N^o 243, pg. 31-37, 1968.
- 23 - SCHMIDT, E. - "Uber die Anwendung der Differenzenrechnung auf technische Anzieh-und-Abkühlungsprobleme", A. Foppl Festschrift, Spring-Verlag OMG, Berlin, pg. 179-189, 1924.
- 24 - SCHIFFMAN, R.L. and STEIN, J.R., "One-Dimensional Consolidation of Layered Systems", Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division, ASCE, Vol. 96, N^o. SM4, Proc. Paper 7387, July, 1970.
- 25 - VERRUYT, A. - "Elastic storage of aquifers". Contribution to Hydrology and Flow through Porous Media Edited by R.J.M. de Wiest, 1966.
- 26 - WILSON, E.L. and NICKELL, R.E. - "Application of the finite element method to heat conduction analysis", Nuclear engineering and design 4, pg. 276-286, 1967.
- 27 - WILSON, E.L. - "Notes on formation and solution of equilibrium equations". Special summer program on finite elements. M.I.T. Department of Civil Engineering, 1967.
- 28 - ZIENKIEWICZ, O.C., CHEUNG, Y.K. and MEYER, O. - "Solution of anisotropic seepage by finite elements" ASCE, Journal of the Engineering Mechanics Division. Vol. 2, N^o EM1, pg. 111-142, 1966.