



UNIVERSIDADE DE ÉVORA

ESCOLA DE CIÊNCIAS E TECNOLOGIA

DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA RURAL

**Avaliação da Influência da Retração Inicial no
Controlo da Fissuração dos Betões**

Matthias Bastian Eckert

Orientação:

Doutor Miguel José Pereira das D. S. de Oliveira

Doutor António Carlos Bettencourt Simões Ribeiro

Mestrado em Engenharia Civil

Área de especialização: *Construção*

Dissertação

Évora, 2013



UNIVERSIDADE DE ÉVORA

ESCOLA DE CIÊNCIAS E TECNOLOGIA

DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA RURAL

**Avaliação da Influência da Retração Inicial no
Controlo da Fissuração dos Betões**

Matthias Bastian Eckert

Orientação:

Doutor Miguel José Pereira das D. S. de Oliveira

Doutor António Carlos Bettencourt Simões Ribeiro

Mestrado em Engenharia Civil

Área de especialização: *Construção*

Dissertação

Évora, 2013

AGRADECIMENTOS

Este trabalho representa para mim a conclusão de uma longa vida académica. Agradeço a todos os que contribuíram para a minha formação, nomeadamente aos professores, colegas, amigos e familiares.

A minha grande paixão pela ciência física fez-me seguir este percurso académico, que, infelizmente, por questões financeiras, dou por concluído, embora fosse meu desejo prosseguir.

Em primeiro lugar agradeço à minha família por sempre me ter apoiado neste caminho, pela paciência, pelas minhas ausências e por terem feito um sacrifício para suportar os elevados custos.

Agradeço à mestranda Joana Belchior, colega universitária da área da Educação, por me ter acompanhado e dado apoio desde uma fase muito difícil da minha vida, e que, conjuntamente com a minha família, me ajudou a suportar muitos momentos de sofrimento e me incentivou a continuar o meu percurso académico.

Uma vez que não me é possível indicar todas as pessoas que me acompanharam na vida académica, queria fazer referência a todos os que me acompanharam diretamente nesta dissertação de mestrado e deixar os meus agradecimentos:

Ao Dr. Miguel Oliveira, que possibilitou a elaboração desta tese de mestrado e que por ter sido anteriormente meu professor de Tecnologia de Betão, despertou o meu interesse pela matéria;

Ao Dr. Bettencourt Ribeiro, que em conjunto com o Dr. Miguel Oliveira, me orientou nesta tese e em que ambos demonstraram um profissionalismo exemplar;

Ao Sr. Fernando Oliveira, técnico de laboratório, que me ensinou muito e que sempre esteve disponível para me ajudar na execução do trabalho laboratorial;

Ao Sr. Vítor, técnico de laboratório do LNEC, sem o qual não teria conseguido realizar o ensaio do módulo de elasticidade;

Ao Gil Rosa, técnico de laboratório do LNEC, por toda a ajuda disponibilizada;

À mestranda Leidyamar do Santos, com a qual executei parte do trabalho laboratorial e sem a qual teria sido impossível realizar o elevado volume de trabalho;

Agradeço também ao Departamento de Engenharia Civil do Instituto Superior de Engenharia da Universidade do Algarve e ao Núcleo dos Betões do Laboratório de Engenharia Civil, por terem facultado o espaço físico, materiais e equipamentos que nem sempre se encontravam nas melhores condições, mas que foram os possíveis de utilizar e representam um esforço apreciável num período de crise económica.

RESUMO

A fissuração em idade precoce reemergiu como um problema em betão/argamassa moderno, com o uso de materiais com altas resistências mecânicas.

Este tipo de fissuração resulta da retração do betão, que quando associada a restrições internas e externas cria tensões, aumentando a suscetibilidade à fissuração. Distinguem-se vários tipos de retração: plástica, química, autogénea térmica e por secagem, que são influenciadas por fatores ambientais e fatores intrínsecos ao material.

A fissuração permite o ingresso de agentes atmosféricos que conduzem a uma deterioração pré-matura do betão, cuja mitigação constitui a motivação desta tese de mestrado.

O objetivo do trabalho experimental consiste em avaliar a influência dos tempos de presa na atuação de adições expansivas em betão autocompactável. Espera-se que diferentes estados de rigidez microestrutural modifiquem o efeito de expansão. Para esse fim foram executados ensaios de: trabalhabilidade, tempos de presa, resistência à compressão e tração, módulo de elasticidade, retração química e total, perda de peso e por último, o ensaio de anel.

Os resultados do trabalho experimental mostram que o aumento dos tempos de presa prolongam a fase expansiva, o que levou à diminuição de retração e fissuração a médio prazo, mas a longo prazo não se verificou qualquer alteração da retração. Conclui-se que este estudo constitui uma informação importante para avaliar o efeito de retardadores de presa nas propriedades avaliadas e que a sua combinação com expansivos trás algumas melhorias na fissuração.

Palavras-Chave:

Retração; Fissuração; Módulo de elasticidade; Adições Expansivas; Tempos de Presa.

ABSTRACT

Evaluation of the Influence of Early Age Shrinkage on the Control of Concrete Cracking

The early age cracking reemerged as a problem in modern concrete/mortar, with the use of high strength materials.

This type of cracking results from the concrete shrinkage, when it is associated to self- and external-restraint it creates tensions, increasing the cracking susceptibility. There are discriminated several types of shrinkage: plastic, chemical, autogenous, thermal and drying, which are influenced by environmental factors and inherent factors to the material.

The cracking allows the ingress of atmospheric agents that lead to pre-mature deterioration of concrete, whose mitigation is the motivation of this master thesis.

The objective of the experimental work consists in evaluate the influence of setting-time on the performance of expansive admixtures in self-compacting concrete. It is expected that different states of microstructural stiffness modifies the expansion effect. For this purpose were executed tests for: workability; setting time; compressive and tensile-strength; Young's modulus; chemical and overall shrinkage; mass loss and finally the Ring Test.

The results of the experimental work show that the increase of setting time extends the expansive phase, that leaves to an decrease of shrinkage and cracking at medium term, but at long term there was no change of the shrinkage. It can be concluded that this study constitutes an important information to evaluate the effect of retarder in the evaluated properties and that it's combination with expansive admixtures brings some improvements in cracking.

Keywords:

Shrinkage; Cracking; Young's Modulus; Expansive Admixtures; Setting Time.

ÍNDICE GERAL

1	INTRODUÇÃO	1
2	MECANISMOS DE FISSURAÇÃO.....	2
2.1	RETRAÇÃO E FISSURAÇÃO PLÁSTICA.....	3
2.1.1	Retração Plástica	3
2.1.1.1	Mecanismo	3
2.1.1.2	Fatores que Influenciam a Retração Plástica	4
2.1.2	Fissuração de Retração Plástica	5
2.1.2.1	Fatores que Influenciam a Fissuração Plástica	6
2.1.2.2	Fissuração de Assentamento Plástico	7
2.2	RETRACÇÃO QUÍMICA.....	8
2.2.1	Influência da Temperatura	9
2.3	RETRACÇÃO AUTOGÉNEA E A EVOLUÇÃO DA MICROESTRUTURA SÓLIDA 10	
2.3.1	Retração Autogénea	10
2.3.1.1	Fatores que Afetam a Retração Autogénea.....	11
2.3.2	Autodessecação e o Desenvolvimento da Microestrutura.....	11
2.3.3	Tempo Zero	12
2.4	DEFORMAÇÃO TÉRMICA	13
2.4.1	Mecanismo	13
2.4.2	Fatores que Afetam a Deformação Térmica	15
2.4.3	Gradiente de Calor	16
2.4.3.1	Classificação de Elementos de Betão	17
2.5	FISSURAÇÃO DE RETRAÇÃO AUTOGÉNEA E TÉRMICA	18
2.5.1.1	Fissuração Autorrestringida	19
2.5.1.2	Fissuração de Restrição Interna-Externa	20
2.6	RETRAÇÃO DE SECAGEM.....	22
2.6.1	Mecanismos de Retração por Secagem	22
2.6.2	Fatores que afetam a Retração por Secagem.....	25
2.6.3	Gradiente de Humidade.....	27
2.6.4	Fissuração por Retração de Secagem	28
2.6.4.1	Fissuração com Restrições Internas	28
2.6.4.2	Fissuração com Restrições Externas	32
2.7	FLUÊNCIA E RELAXAÇÃO.....	34
2.7.1	Mecanismos de Fluência Básica	36
2.7.2	Mecanismos de Fluência por Secagem	36
2.7.3	Fatores que Influenciam a Fluência	38
2.7.4	Relaxação	39
3	PROPRIEDADES MECÂNICAS	41

3.1	RESISTÊNCIA MECÂNICA.....	41
3.1.1	Fatores que Influenciam a Resistência Mecânica	42
3.2	MÓDULO DE ELASTICIDADE.....	42
3.2.1	Fatores que Influenciam o Módulo de Elasticidade	42
3.3	COEFICIENTE DE POISSON	43
3.4	ENERGIA DE FRATURA	44
3.5	COMPRIMENTO CARATERÍSTICO	45
4	COMPOSIÇÃO DO BETÃO	46
4.1	BETÃO AUTOCOMPACTÁVEL.....	46
4.2	TEOR DE ÁGUA	47
4.2.1	Influência na Retração e na Fluência	47
4.2.2	Influência nas Propriedades Mecânicas	49
4.2.3	Água Utilizada no Trabalho Experimental.....	49
4.3	AGREGADO.....	49
4.3.1	Influência nas Propriedades Mecânicas	50
4.3.2	Agregado como Agente de Cura Interna.....	50
4.3.3	Agregados Utilizados no Trabalho Experimental	51
4.4	LIGANTE.....	52
4.4.1	Cimento Portland.....	53
4.4.1.1	Cimento Utilizado no Trabalho Experimental.....	53
4.4.2	Cinzas Volantes.....	54
4.4.2.1	Cinzas Volantes Utilizadas no Trabalho Experimental	55
4.4.3	Sílica de Fumo.....	55
4.5	AJUVANTES QUÍMICOS.....	56
4.5.1	Expansivos	57
4.5.1.1	Mecanismo	57
4.5.1.2	Precauções.....	58
4.5.1.3	Efeitos Secundários.....	59
4.5.1.4	Expansivo Utilizado no Trabalho Experimental.....	59
4.5.2	Adjuvantes Redutores de Retração	60
4.5.2.1	Mecanismo	60
4.5.2.2	Efeitos Secundários.....	61
4.5.3	Retardadores de Presa	62
4.5.3.1	Mecanismo	62
4.5.3.2	Efeitos Secundários.....	63
4.5.3.3	Retardador de Presa Utilizado no Trabalho Experimental	64
4.5.4	Superplastificante	64
4.5.4.1	Superplastificantes Utilizados no Trabalho Experimental.....	64
5	MÉTODOS DE ENSAIO	66
5.1	ENSAIOS EM ANÉIS	66

5.1.1	Mecanismo	66
5.1.2	Condições de Cura	67
5.1.3	Grau de Restrição	68
5.1.4	Tamanho e Geometria	69
5.1.5	Tensões Residuais	70
5.1.5.1	Tensões Residuais Elásticas.....	71
5.1.5.2	Tensões Residuais Reais	72
5.1.6	Relaxamento por Fluência.....	73
5.1.7	Correlações.....	74
5.1.8	Variação de Comprimento Perimetral.....	74
5.1.8.1	Retração Livre.....	74
5.1.8.2	Retração Restringida.....	74
5.2	ENSAIOS EM PAINÉIS	75
5.3	ENSAIOS LONGITUDINAIS	75
5.3.1	Longitudinais Qualitativos	75
5.3.2	Longitudinais Passivos	76
5.3.3	Longitudinais Ativos	76
5.3.3.1	Longitudinais Ativos Verticais	77
5.3.3.2	Longitudinais Ativos Horizontais	77
5.4	ENSAIOS DE BASE RESTRINGIDA.....	78
5.4.1	Ensaio de Fissuração.....	78
5.4.2	Ensaio de ondulação	78
6	TRABALHO EXPERIMENTAL	79
6.1	PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL	80
6.1.1	Determinação das Composições.....	80
6.1.1.1	Armazenamento dos Materiais	80
6.1.1.2	Amassaduras	80
6.1.1.3	Trabalhabilidade	81
6.1.1.4	Tempos de Presa	82
6.1.2	Propriedades Mecânicas:.....	83
6.1.2.1	Betões.....	83
6.1.2.2	Argamassas	84
6.1.3	Ensaio de Retração Química:	85
6.1.4	Ensaio de Retração Total Livre.....	87
6.1.5	Ensaio de Fissuração	89
6.2	APRESENTAÇÃO E ANÁLISE DE DADOS	92
6.2.1	Composições Determinadas	92
6.2.1.1	Trabalhabilidade	92
6.2.1.2	Tempos de Presa	93
6.2.2	Propriedades Mecânicas.....	95
6.2.2.1	Betão	96

6.2.2.2	Argamassa.....	97
6.2.2.3	Argamassa <i>Versus</i> Betão.....	99
6.2.2.1	Betão/Argamassa Utilizado <i>Versus</i> Convencional	100
6.2.3	Ensaio de Retração Química	101
6.2.4	Ensaio de Retração Total e Perda de Massa Livre	103
6.2.4.1	Perda de Peso	104
6.2.4.2	Retração Total Livre	105
6.2.5	Fissuração.....	108
6.2.5.1	Grau de Restrição.....	108
6.2.5.2	Varição do Comprimento Perimetral	110
6.2.5.3	Tensões Elásticas na Rotura dos Anéis.....	111
6.2.5.4	Avaliação da Fissuração	114
6.2.5.5	Perda de Peso Restringida.....	116
6.2.5.6	Avaliação da Microfissuração.....	117
7	CONCLUSÃO	119
7.1	PROPOSTAS DE ÁREAS A DESENVOLVER.....	120
8	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	121

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 2.1 - Mecanismos de deformação (adotado de [6])	2
Figura 2.2 - Relação entre pressão capilar e retração plástica(esquerda), adotado de [11]. Efeito da evaporação para diferentes velocidades de vento (número inferior) em km/h e temperaturas ambientais (número superior) em graus celsius . "rad" significa a radiação IR, (centro), adotado de [12]. Influência da utilização de retardadores de presa na retração plástica, com $C=550 \text{ kg/m}^3$, $T= 30 \text{ }^\circ\text{C}$ e $\text{Vel}= 20 \text{ km/h.}$, adotado de [12]	4
Figura 2.3 - Efeito da humidade relativa (esquerda), velocidade do vento (meio), temperatura de ambiente (direita) (adotado de [13])	5
Figura 2.4 - Descrição esquemática da retração no tempo inicial (adotado de [14]).....	6
Figura 2.5 - Desenvolvimento de fissuras aleatório (esquerda) e diagonal (45°C) em relação aos bordos (direita) (adotado de [8])	6
Figura 2.6 - Taxa de evaporação para a qual se deve tomar precauções relacionada com condições climáticas,(adotado de [15])	7
Figura 2.7 - Obstrução de assentamento plástico, formada pela armadura (esquerda) e formada pela geometria da secção transversal (adotado de [8])	8
Figura 2.8 - Representação esquemática da retração química, adotado de [5]	8
Figura 2.9 - Efeito da temperatura na taxa de hidratação, (adotado de [24]).....	9
Figura 2.10 - Relação entre a retração química e autógena, adotado de [25].....	10
Figura 2.11 - A autodessecação como consequência da retração química, (adotado de [38] [39])	12
Figura 2.12 - Temperatura, tensão, E_0 num elemento de betão restringido (espessura entre 0.2 e 1.0 m) nas primeiras idades ($T_{z,1}$ e $T_{z,2}$: Tensões nulas; T_c : Temperatura de fissuração, (esquerda) adotado de [54].Deformação livre de BAR com $A/C=0,22$, 1,5 m abaixo da superfície de uma estrutura de betão maciço devido a T (ϵt), autógena (ϵa),e efeito combinado(ϵf),adotado de [55].....	14
Figura 2.13 - Coeficiente de dilatação térmica em pastas de cimento aos 6 meses e 15 anos, para diferentes humidades relativas, adotado de [60].....	15
Figura 2.14 - Influência da temperatura do betão fresco na temperatura e desenvolvimento de tensões em betão restringido adotado de [54].....	16
Figura 2.15 - Representação esquemática do desenvolvimento relativo do módulo de elasticidade e resistência à tração, adotado de [73]	18
Figura 2.16 - Área de fissuração (preto) em lajes de espessura de 2m (esquerda) e 3m (direita), adotado de [66]	20
Figura 2.17 - Área de fissuração (preto) no interior das parede, com dimensões 15x4x0,30 (esquerda) e 20x4x0,70 m (direita) adotado de [66].....	21
Figura 2.18 - Explicação esquemática das variações volumétricas em betões devido a ciclos alternados de secagem e humedecimento (adotado de [86])	22
Figura 2.19 - Descrição esquemática das áreas de adsorção impedida e o desenvolvimento de pressão de expansão (adotado de [88] [89]).	23

Figura 2.20 - Descrição esquemática das áreas de adsorção impedida e o desenvolvimento de pressão de expansão adotado de [86].....	24
Figura 2.21 - Contribuição dos vários mecanismos na retração de secagem (adotado de [83]) ...	25
Figura 2.22 - Relação entre a quantidade de água perdida e a retração induzida(adotado de [65])	26
Figura 2.23 - Fissuração de autorrestrição de provetes 40x40x160 mm ³ para uma secagem de 20%. Em cima representam-se padrões celulares na superfície e em baixo o corte transversal. Quanto maior a profundidade da fissuras, maior é o seu comprimento na superfície (adotado de [117])	28
Figura 2.24 -Padrões de fissuração na superfície de provetes 3x3x1,5 cm cuja secagem ocorreu por baixo e por cima nas seguintes condições:. a- 5h, RH 26% e 20 °C, b-5h, RH 26%, 20 °C e fluxo de ar, c-2, RH 26% e 20 °C [105], d-5h , RH 25%, 20 °C, Pressão 590 Pa [105]	29
Figura 2.25 - Evolução da espessura de fissuras (a-c) e (d-f) num mesmo provete de 6mm. Adotado de [105]	30
Figura 2.26 - Padrões de fissuração autorrestringida, fissuras paralelas à diagonal, em provetes de 4x4x4 a 64x64x4 cm, adotado de [127]	31
Figura 2.27 - Padrões de fissuração autorrestringida, fissuras radiais, em provetes de 8x8x4 a 64x64x4 cm, adotado de [127].....	31
Figura 2.28 - Fissuração de secagem sobre um suporte de mármore rugosa (310x310x5,3mm) adotado de [127]	33
Figura 2.29 - Distinção entre fissuras externamente restringidas e autorrestringidas adotado de [84].....	33
Figura 2.30 - Fissuração em camadas de reparação, adotado de [136].....	34
Figura 2.31 - Descrição esquemática da fluência básica e de secagem, adotado de [139]	35
Figura 2.32 - Descrição esquemática da recuperação de fluência em condições de equilíbrio de humidade com o exterior adotado de [139]	35
Figura 2.33 - Influência da humidade relativa na fluência,(esquerda) [157] e da temperatura (direita)[161]	38
Figura 3.1- Tensão de compressão em função do grau de hidratação (adotado de [73]).....	41
Figura 3.2 - Tensão de compressão em função do grau de hidratação, adotado de [184]	42
Figura 3.3 - Relação do coeficiente de Poisson com a resistência a compressão, adotado de [191]	43
Figura 3.4 - Desenvolvimento da energia de fracturação em função do grau de hidratação para cimento de escória de alto forno, CEM III/B 32.5 (esquerda) e para cimento Portland CEM I 52.5 (direita), adotado de [194].....	44
Figura 3.5 - Comprimento característico em função do grau de hidratação, adotado de [195].....	45
Figura 4.1 - Representação esquemática do modelo de Powers num sistema selado com uma relação A/C >0.42 (esquerda), e A/C <0.42 (direita) adotado de [5](Nota:α=g).....	47
Figura 4.2 - Influência da razão A/C na deformação autogénea em pasta de cimento (esquerda) e betão (direita), adotado de [209] [210]	48
Figura 4.3 - Influência da razão A/C na retração por secagem em pasta de cimento (esquerda), adotado de [212] e na fluência para diferentes tipos de agregados, adotado de [213].....	48

Figura 4.4 - Efeito da concentração (esquerda) e rigidez (direita) do agregado na retração, adotado de [92] [217]	49
Figura 4.5 - Curvas granulométricas do agregado	52
Figura 4.6 - Análise granulométrica de alguns ligantes: sílica de fumo, cinzas volantes de elevado e reduzido teor de cálcio e cimento, adotado de [241]	52
Figura 4.7 - Resistência à compressão e grau de hidratação dos minerais constituintes do cimento, lado esquerdo e direito respectivamente, adotado de [243].....	53
Figura 4.8 - Partículas esféricas de cinzas volantes, adotado de [241]	55
Figura 4.9 - Efeito de filler da sílica de fumo, adotado de [258]	56
Figura 4.10 - Redução do potencial de fissuração através (lado esquerdo) da redução das tensões residuais (lado direito,) e redução da taxa de desenvolvimento das tensões residuais, adotado de [259]	56
Figura 4.11 - Variação de comprimento de um betão com expansivo (BRC) e um betão convencional, adotado de [260]	57
Figura 4.12 - Expansão de betões obtida através da formação de etringite (S) e hidróxido de cálcio (CaO), desenvolvimento das fcm: A - betão de alta resistência; B - Betão convencional (esquerda). Influência das condições de cura no desempenho do expansivo: A - CaO curado por baixo de água; B - CaO; C - CaO + ARR; D - Referência. B, C e D são selados com membranas de polietileno (direita) [268]	58
Figura 4.13 - Relação entre a percentagem de ARR e a redução da tensão superficial da água capilar, adotado [286]	60
Figura 4.14 - Desenvolvimento do fluxo de calor de hidratação, na utilização de Retardan P e ácido cítrico, adotado de [300].....	62
Figura 4.15 - Efeito na expansão inicial, na utilização de retardadores de presa, "Retardan P" e ácido cítrico, adotado de [300].....	63
Figura 5.1 - Descrição esquemática do ensaio de anel e ensaio desenvolvido por Dahl (direita) [317] [318]	67
Figura 5.2 - Descrição esquemática das condições de cura, adotado de [326]	67
Figura 5.3- Campo de humidade no ensaio de anel para um RH=50%, e uma espessura de anel de 75mm (γ esta descrito na Eq. 5.9) [319].....	68
Figura 5.4 - Tensões residuais devido a restrições externa (c), interna (b), e sobreposição dos efeitos (a), adotado de [319]	70
Figura 5.5- Energias associadas a deformação livre e restringida [1].....	73
Figura 5.6 - Descrição esquemática do ensaio elaborado por Berke e Dallaire [335] (esquerda) e do ensaio de painel [338]	75
Figura 5.7 - Descrição esquemática do ensaio longitudinal passivo [341]	76
Figura 5.8 - Descrição esquemática do ensaio longitudinal ativo vertical [81]	77
Figura 5.9 - Descrição esquemática do ensaio de base restringida por um molde em "V" [346] [347] e o ensaio de ondulação desenvolvido pelo Structural Prevention System [346].....	78
Figura 6.1- Diferentes misturadoras utilizadas no trabalho laboratorial	80
Figura 6.2- Ensaio de Espalhamento (esquerda), Escoamento no "Funil V" (meio) e "Caixa L" (direita).....	81

Figura 6.3- Peneiro de abertura nominal 4,76 mm (esquerda) e molde de tempos de presa (direita).....	82
Figura 6.4 - Equipamento de medição dos tempos de presa	83
Figura 6.5- Moldagem e conservação de provetes 4x4x16 cm, para ensaios de flexão, compressão e Eo.....	83
Figura 6.6- Máquina universal (esquerda), adaptações para o ensaio de flexão e compressão (meio), máquina de flexão, compressão e Eo (direita)	84
Figura 6.7 - Ensaio do Eo(esquerda), compressão (meio) e tração (direita)	85
Figura 6.8- Retração química (esquerda), leituras de retração total (meio), medidor de comprimento dotado de um defletómetro com uma barra comparadora(direita)	86
Figura 6.9 - Molde e provetes 2,5x2,5x28,5 cm de retração total livre	88
Figura 6.10- Ensaio de anel, moldagem (esquerda), após moldagem (meio) e desmoldado (direita).....	89
Figura 6.11- Cura em estufa ventilada a 30°C	90
Figura 6.12- Fissuras que atravessam todo o anel.....	90
Figura 6.13- Microscópio eletrônico e folha de acetato graduada para medição da espessura de fissuras	91
Figura 6.14 - Evolução da resistência à penetração, início e fim de presa.....	93
Figura 6.15 - Início e fim de presa	94
Figura 6.16 - Tempo decorrido entre o início e o fim de presa.....	95
Figura 6.17- Resistências mecânicas do betão ao fim de 1 dia	96
Figura 6.18- Evolução das resistências à compressão do betão até aos 28 dias	96
Figura 6.19 - Evolução das resistências à tração do betão até aos 28 dias.....	97
Figura 6.20- Resistência à compressão da argamassa na idade de rotura dos anéis	98
Figura 6.21- Resistência à tração da argamassa na idade de rotura dos anéis	98
Figura 6.22 - Módulo de elasticidade na idade de rotura dos anéis	99
Figura 6.23 - Comparação das resistências à compressão entre o betão e a argamassa aos 2 dias	100
Figura 6.24 - Comparação das resistências à tração entre o betão e a argamassa aos 2 dias	100
Figura 6.25 - Retração química na fase inicial.....	101
Figura 6.26- Retração química para avaliar a influência do expansivo nas reações de hidratação	102
Figura 6.27 - Perda de massa livre de provetes com as dimensões 2,5x2,5x28,5cm entre as 22-60h.....	104
Figura 6.28 - Perda de massa livre de provetes com as dimensões 2,5x2,5x28,5cm, desde as 22h	105
Figura 6.29- Retração total livre de provetes com as dimensões 2,5x2,5x28,5cm, desde a desmoldagem	106
Figura 6.30 - Retração total livre de provetes com as dimensões 2,5x2,5x28,5cm, desde as 22h	107
Figura 6.31- Grau de restrição externo, Aço VS alumínio, t= 2 e 28 dias, T=0	109
Figura 6.32 - Grau de restrição externo, T=10 e 0, ϵ = 0,01% e 0%, t=2 e 28 dias	110

Figura 6.33 - Variação do comprimento perimetral devido à retração livre e à variação térmica separadamente.....	111
Figura 6.34 - Variação do comprimento perimetral devido ao efeito sobreposto da retração livre e variação térmica.....	111
Figura 6.35 - Tensões elásticas circunferenciais desenvolvidas na rotura dos anéis.....	112
Figura 6.36 - Tensões elásticas radiais desenvolvidas na rotura dos anéis.....	113
Figura 6.37 - Relação entre a tensão induzida e as resistências à tração.....	113
Figura 6.38 - Quantidade de fissuras e tempo de fissuração.....	114
Figura 6.39 - Espessura média e acumulada de fissuras.....	115
Figura 6.40 - Perda de massa de provetes anelares restringidos VS Fissuração.....	116
Figura 6.41- Microfissuração observada no ensaio de anel.....	118

ÍNDICE DE TABELAS

Tabela 2.1 - Início do desenvolvimento de propriedades mecânicas significativas.....	18
Tabela 2.3 -Fissuração devido a gradientes térmicos, adotado de [66].....	20
Tabela 2.2- Influência do tempo de cura na posterior retração,= significa que não influenciou e ↓ significa que a retração diminuiu	26
Tabela 4.1 - Caraterísticas físicas dos agregados	51
Tabela 4.2 - Caraterísticas químicas do cimento CEM II/A-L 42,5 R, utilizadas no trabalho laboratorial	54
Tabela 4.3 - Caraterísticas físicas do cimento CEM II/A-L 42,5 utilizadas no trabalho laboratorial	54
Tabela 4.4 - Caraterísticas físicas das cinzas volantes utilizadas.....	55
Tabela 4.5 - Caraterísticas físicas do expansivo utilizado	59
Tabela 4.6 - Propriedades do retardador de presa utilizado no trabalho experimental	64
Tabela 4.7 - Propriedades do superplastificantes utilizados no trabalho experimental	65
Tabela 6.1- Massas de material, utilizados no ensaio de retração química.....	86
Tabela 6.2- Propriedades geométricas, mecânicas e térmicas dos anéis restritivos utilizados	89
Tabela 6.3 - Quantidades de material das composições utilizadas no trabalho experimental (Kg/m ³).....	92

ABREVIATURAS E SÍMBOLOS

A - conteúdo de água

A_{cur} - conteúdo de água de cura interna

A/C - razão água cimento

A/l - razão água ligante

ARR- Adjuvante redutor de retração

BAC - betão autocompactável

BAR - betão de alta resistência

BED - betão de elevado desempenho

C - conteúdo de cimento

D - Coeficiente de difusão de humidade do betão

L- Comprimento longitudinal dos provetes

LMC - laboratório de materiais de construção do departamento de engenharia civil do Instituto Superior de Engenharia da Universidade do Algarve.

E_0 - módulo de elasticidade do elemento que retrai

E'_0 - módulo de elasticidade efetivo do elemento que retrai

E_1 - módulo de elasticidade do elemento restritivo

F - força da maquina

G_f - energia de fracturação

K_{I_f} é o fator de intensidade de tensão crítica ou resistência à fissuração

K_r - rigidez do elemento restritivo

K_s - rigidez do elemento que retrai

LNEC - Laboratório Nacional de Engenharia Civil

M_{cement} - Massa de cimento no frasco

$M_{frasco + pasta}$ - Massa do frasco de vidro com cimento

$M_{frasco\ vazio}$ - Massa do frasco de vidro vazio

M_l - massa de ligante para a massa de pasta

M_p - Massa de pasta

R - Constante da lei do gás

RH_0 - humidade relativa interna do betão

RH_s - humidade relativa na superfície do betão

$RH(x, t)$ - humidade relativa na profundidade x, da superfície de secagem ao tempo t

S - superfície específica

Sat - grau de saturação

$SC(t)$ - Retração química no tempo t

SC- Sala climatizada com $RH = 45\%$ e $T = 20^\circ C$

S_{cq} - Coeficiente de retração química

V - Volume

V_a - Volume de água combinada

V_{aa} - Volume de água antes da hidratação

V_b - Concentração de agregado

V_c - Volume de cimento hidratada

V_{ca} - Volume de cimento antes da hidratação

Vel- Velocidade do vento

V_{ph} - Volume de produtos hidratados

a - área

d - distância entre apoios

b - comprimento da aresta da secção transversal

f_{cm} - resistência a compressão

f_{ctm} - resistência a tração

g- grau de hidratação

$h(t)$ - Nível de água no tubo capilar no tempo t

g_{max} - máximo grau de hidratação

l_{ch} - comprimento característico

p - porosidade

p' - Pressão na água

P'' - Pressão no vapor

r - raio

r_e - raio externo do anel de betão

r_i - raio interno do anel de betão

r_{ir} - Raio interno do anel restritivo

t - tempo

w - energia de tensão elástica

w_d - energia dissipada

$\Delta L_{fissuras}$ - é o comprimento da soma das fissuras

ΔP_i - Desvio em relação ao comprimento da barra comparadora, na 1ª leitura

ΔP_t - Desvio em relação ao comprimento da barra comparadora, no instante t

$\Delta L_{restringido}$ - variação do comprimento perimetral de um anel restringido

$\Delta L_{tensão}$ - variação do comprimento devido a tensão residual

$\Delta L_{\epsilon+T}$ - variação do comprimento perimetral devido variação térmica e retração livre

$\Delta L_{\%restricção}$ - variação do comprimento perimetral devido grau de restrição imperfeito

Φ é energia potencial que se obtém através do integral do gráfico tensão real- extensão

Φ_e - energia potencial elástica

Φ_d - energia potencial de distorção

ψ - grau de restrição externo

α - coeficiente de expansão/retração térmica

α_0 - coeficiente de expansão/retração térmica do elemento que contrai

- α_1 - coeficiente de expansão/retração térmica do elemento restritivo
- ε - retração livre total
- $\varepsilon_{a,n}$ - extensão para a σ_a medida no n-ésimo ciclo de carga;
- $\varepsilon_{b,n}$ - extensão para a σ_b medida no n-ésimo ciclo de carga;
- ε_{ca} - extensão livre autogénea
- ε_{ccb} - extensão de fluência básica
- ε_{cct} - extensão de fluência total
- ε_{cp} - extensão livre da pasta de cimento
- ε_{cs} - extensão livre de secagem
- η - Fator de eficiência
- θ - Ângulo de molhagem.
- μ - coeficiente de poisson
- μ_0 - coeficiente de poisson do material que contrai
- μ_1 - coeficiente de poisson do material restritivo
- σ - Tensão superficial da água
- σ_a - tensão máxima aplicada
- σ_b - tensão inicial
- σ_c - tensão máxima
- σ_r - tensão radial elástica no raio r
- σ_s - tensão superficial da água
- σ_θ - tensão circunferencial elástica no raio, r
- $\sigma_{\theta\varepsilon_1}$ - tensão normal real de restrição externa.
- $\sigma_{\theta\nabla\varepsilon}$ - tensão normal provocada pelo gradiente de humidade
- $\sigma_{\theta\nabla\varepsilon+\varepsilon_1}$ - tensão radial sobreposta (restrição externa + gradiente de humidade)
- α - resistência mecânica

1 INTRODUÇÃO

A micro e macro fissuração do betão é um fenómeno indesejável que ocorre, pouco tempo após a betonagem, em pavimentos, lajes, tabuleiros de pontes, camadas de reabilitação, etc. Este fenómeno acelera a deterioração do betão, o que causa anomalias prematuras. Para garantir que as instalações de betão tenham um tempo de vida útil elevado, a fissuração precoce deve ser eliminada.

Hoje em dia atribui-se uma especial atenção à sustentabilidade ambiental, económica e social, de onde surge interesse em inovar os materiais de construção, conferindo-lhes características de elevada durabilidade e em simultâneo utilizar materiais que reduzam o impacto ambiental. No trabalho experimental realizado procurou-se introduzir cinzas volantes na composição do betão, que é um produto secundário das centrais termoelétricas a carvão.

Portugal está no início de um período de construção onde predomina a reabilitação cuja prática é atormentada pela fissuração e retração. Betões/argamassas de reparação e impermeabilização devem ser ausentes de retração e por vezes até é favorável que haja expansão, como por exemplo, na selagem de fendas.

Outro aspeto que fundamenta a importância deste trabalho é a utilização cada vez mais frequente de betões de elevada resistência/desempenho, com baixas relações água/ligante. Nestes betões a retração total e principalmente a retração autógena, são fatores dominantes e até considerado o seu "tendão de Aquiles".

Devem ser tomadas precauções especiais de mitigação dos referidos fenómenos, nas práticas construtivas, especificações dos materiais e procedimentos de dimensionamento, como por exemplo, cura interna e externa, utilização de redutores de retração, adições expansivas, utilização de cimentos modificados, cinzas volantes, fibras etc.

Numa primeira fase deste trabalho discutem-se os mecanismos que conduzem a fissuração, a influência das condições de cura e dos materiais contidos na composição, a importância do desenvolvimento macroestrutural e das propriedades mecânicas associadas, para uma melhor compreensão dos fenómenos envolvidos e facilitar a conceção e análise do trabalho experimental.

A segunda fase do trabalho consiste na elaboração de um trabalho laboratorial, na qual se utilizam adições expansivas com vista a produzir um betão autocompactável de retração compensada. Para melhorar o desempenho das adições expansivas fez-se variar os tempos de presa, com o objetivo de encontrar o grau de desenvolvimento microestrutural, no qual o expansivo apresenta a melhor eficiência. De um modo geral pretende-se estudar a influência dos tempos de presa que alteram o período húmido do betão, na atuação de adições expansivas com vista a diminuir a retração e mitigar a consequente fissuração. Para avaliar a vulnerabilidade à fissuração utilizou-se o ensaio de anel, elaborado por S. Coutinho [1]. A influência da variação de tempos de presa na eficiência de adições expansivas no controlo de fissuração, constitui um trabalho pioneiro.

2 MECANISMOS DE FISSURAÇÃO

A fissuração do betão nas primeiras idades tem sido um problema há muitos anos. Estas fissuras formam-se em camadas de reparação, fundações maciças, pontes, revestimentos de túneis, etc [2]. Desde a década de 1930, o comportamento precoce do betão de barragens, já constituía uma preocupação [3] [4]. A evolução na tecnologia do betão, de betões de alta resistência e de elevado desempenho, implicou o uso de novos materiais e diferentes composições, de modo a melhorar a trabalhabilidade no estado fresco e as propriedades mecânicas no estado endurecido. Estes betões têm uma maior propensão à fissuração devido a maiores variações volumétricas nas primeiras idades [5]. A fissuração afeta a durabilidade do betão, na medida em que facilita a entrada de agentes atmosféricos que aceleram a deterioração do betão e a corrosão das armaduras. Neste capítulo estudam-se os vários mecanismos responsáveis pela deformação e fissuração do betão. Segundo Lange [6] as variações volumétricas são a deformação térmica, a retração, a fluência e a expansão que se encontram esquematizadas na Figura 2.1.

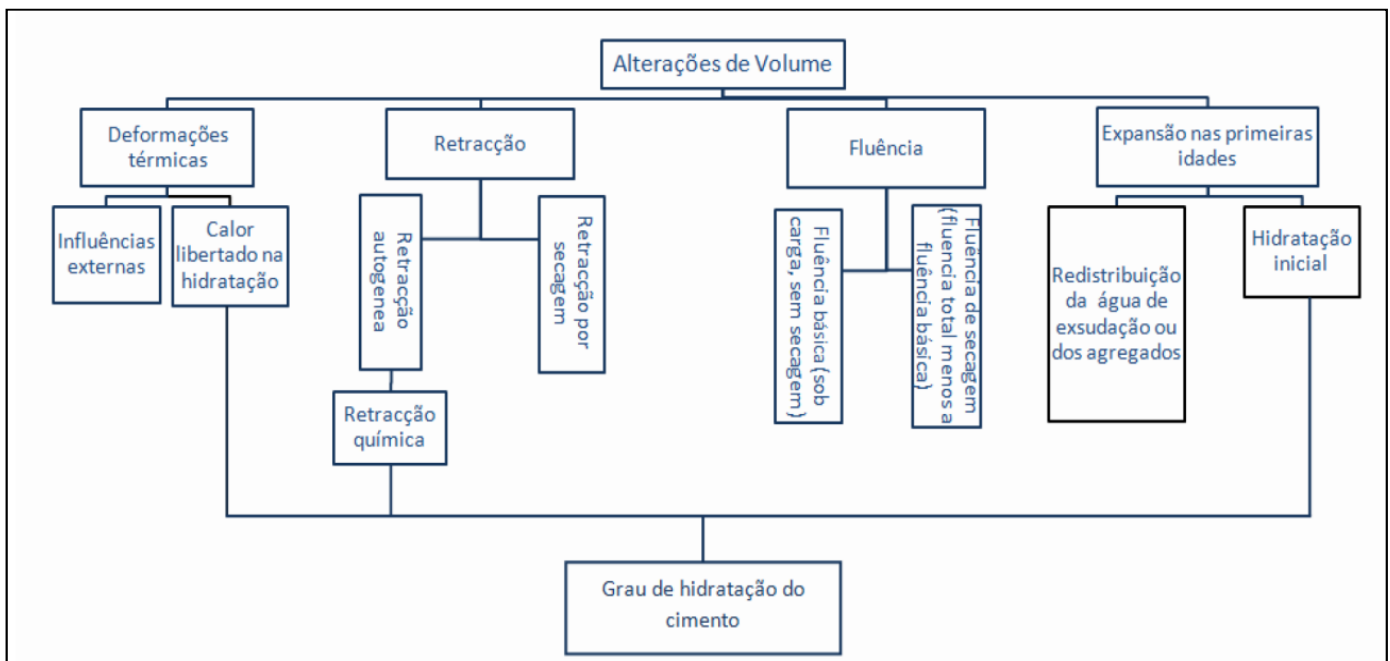


Figura 2.1 - Mecanismos de deformação (adotado de [6])

As forças responsáveis pela fissuração resultam das deformações, que associadas a restrições externas ou internas, geram tensões capazes de originar fissuração. A sensibilidade à fissuração depende das tensões induzidas e do grau de desenvolvimento das propriedades mecânicas do betão num determinado instante. As propriedades mecânicas estão associadas à formação de um esqueleto sólido, devido a reações que ocorrem depois da amassadura. Outro fenómeno importante na ocorrência de fissuração é a deformação volumétrica não uniforme ao longo da secção da peça de betão. Este tipo de fissuração está associado a gradientes de humidade e temperatura, ao longo das secções transversais. Segundo [7] as forças atuantes

podem facilmente ultrapassar 50% da resistência à tração existente. Um fator inesperado, como a variação da temperatura ou descofragem, pode acrescentar tensões suficientes para causar fissuração.

2.1 RETRAÇÃO E FISSURAÇÃO PLÁSTICA

Quando o betão deixa de ser plástico nos tempos iniciais, já não consegue acomodar variações volumétricas. A fissuração que ocorre durante esta fase inicial designa-se por "fissuração de pré-endurecimento" ou "fissuração plástica". Estas fissuras ocorrem poucas horas após a betonagem e os mecanismos envolvidos são de natureza diferente. É feita uma distinção entre "fissuração de retração plástica" e "fissuração de assentamento plástico" [8]. A referida retração ocorre principalmente em betões de alta resistência (BAR) e em betões de elevado desempenho (BED), que contêm uma maior percentagem de finos e conseqüentemente uma menor exsudação [7].

2.1.1 Retração Plástica

Quando o betão fresco está sujeito a secagem ocorre contração plástica, fenómeno designado por retração plástica, que se distingue da retração por secagem por não ocorrer na fase de endurecimento. Enquanto o betão se encontra no estado fluído, as variações dimensionais lineares não são necessariamente isotrópicas, numa barra horizontal a retração resulta numa contração vertical, o que se deve à propriedade fluída do material que está livre de dilatar apenas na direção vertical [7].

2.1.1.1 Mecanismo

Pensa-se que o mecanismo da tensão capilar é responsável por induzir tensões de compressão no betão fresco, o que causa a contração, i.e, a retração plástica [9]. Neste mecanismo (*vide* 2.6), ocorre a formação de um menisco entre as partículas solidas na superfície do betão. Pode ser demonstrado que a tensão é máxima imediatamente por baixo da superfície, e é igual a $2\sigma_s/r$, em que σ_s é a tensão superficial da água e r é o raio da curvatura do menisco. A tensão na água aumenta com a diminuição do raio da curvatura do menisco, em que o mesmo decresce com a humidade relativa [9]. Deve-se ter em conta que o raio mínimo e a conseqüente tensão máxima, são atingidos quando o raio do menisco é igual ao raio do capilar, pois não pode existir um raio inferior. Com a continuação da secagem o poro capilar fica completamente vazado, e existe alívio da tensão, em conformidade com dados experimentais [8]. Foi sugerida a Eq.2.1 [10] para estimar a máxima pressão capilar σ_c em caso de retração plástica:

$$\sigma_c = k\sigma_s SC/A \quad (\text{Eq. 2.1})$$

Em que σ_s é a tensão superficial da água, S a superfície específica do cimento, C é a dosagem de cimento, A é a dosagem de água e k é a razão entre a densidade da água e do cimento. De acordo com a expressão, a pressão capilar aumenta com o aumento da dosagem de cimento, e com a superfície específica, e decresce com o aumento da dosagem de água. A relação entre a pressão capilar e a retração plástica é mostrada na Figura 2.2, esquerda [11].

Pode concluir-se que a retração plástica aumenta com a exposição à secagem, com o conteúdo de cimento, com a superfície específica e decresce com o conteúdo de água.

Para controlar a fissuração nesta fase pode-se recorrer a meios de prevenção de evaporação de água através de cura externa por selagem ou com água [5] [7].

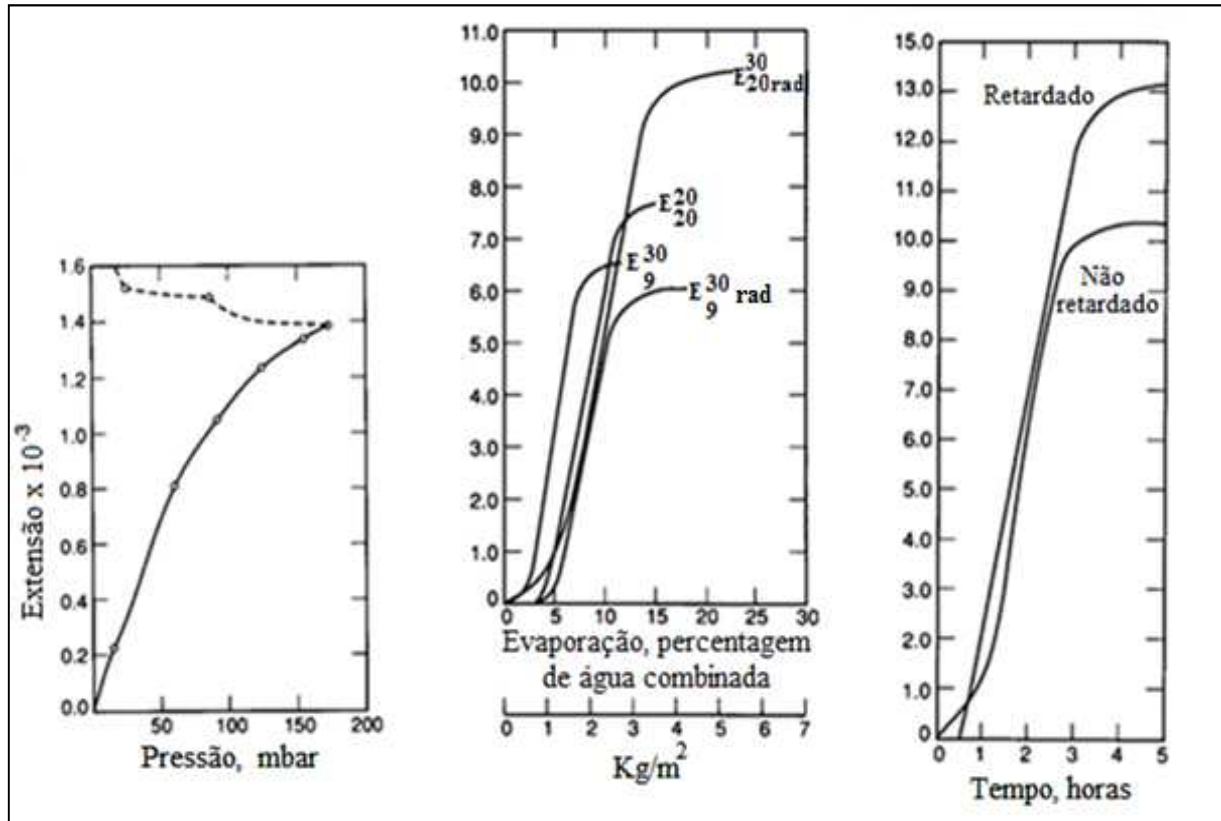


Figura 2.2 - Relação entre pressão capilar e retração plástica (esquerda), adotado de [11]. Efeito da evaporação para diferentes velocidades de vento (número inferior) em km/h e temperaturas ambientais (número superior) em graus celsius . "rad" significa a radiação IR, (centro), adotado de [12]. Influência da utilização de retardadores de presa na retração plástica, com $C=550 \text{ kg/m}^3$, $T= 30 \text{ }^\circ\text{C}$ e $Vel= 20 \text{ km/h}$., adotado de [12]

2.1.1.2 Fatores que Influenciam a Retração Plástica

Existem vários fatores ambientais que afetam a secagem, nomeadamente a humidade relativa, a temperatura e a velocidade do ar. A retração plástica aumenta com o aumento da velocidade/temperatura do vento e com a diminuição da humidade relativa. Os gráficos da Figura 2.3 mostram a influência dos referidos fatores, em que é possível observar que a humidade relativa (esquerda) tem maior efeito, a velocidade do vento produz um efeito intermédio (meio) e a temperatura do ar (direita) tem o menor efeito na secagem [13]. É de referir que na prática a retração plástica não é linearmente proporcional à percentagem de água perdida. A retração depende das condições de exposição. Por exemplo na Figura 2.2 (centro), para uma igual perda de água de 20% da amassadura, uma variação da velocidade do vento de 9 para 20 km/h, faz aumentar a retração de 6 para 9,7 mm/m. Isto acontece porque ocorre uma maior taxa de secagem mais cedo, enquanto a rigidez é mais baixa. Pode concluir-se que

retração plástica é tanto maior quanto menor for a rigidez da microestrutura, para uma mesma massa de água perdida.

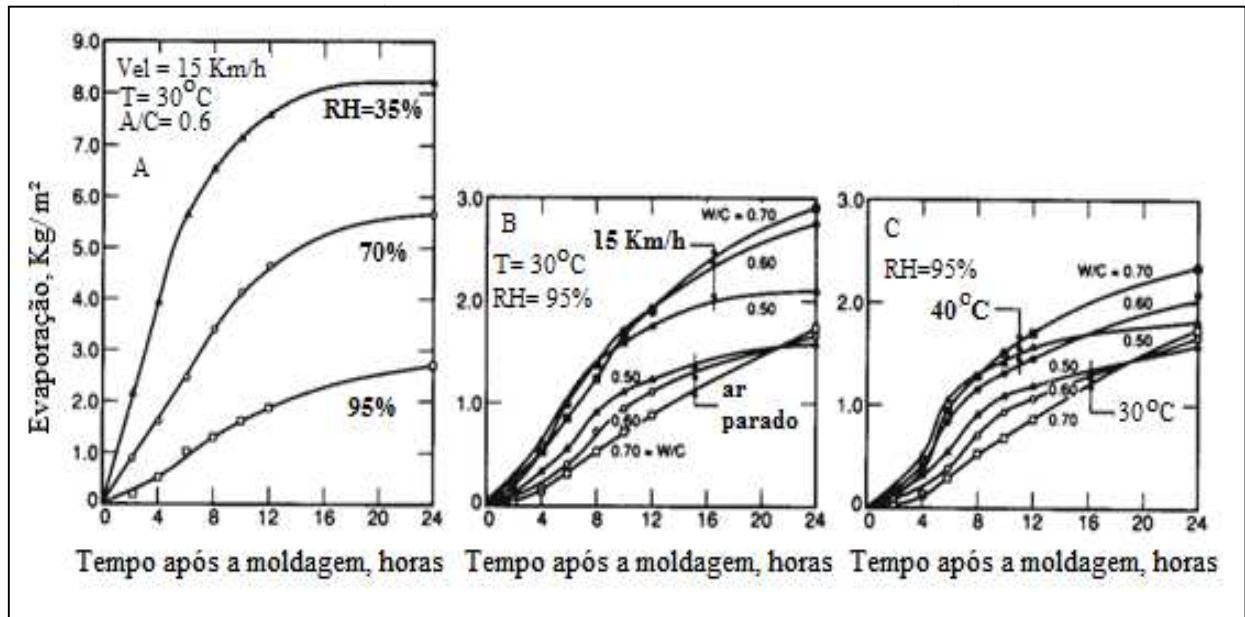


Figura 2.3 - Efeito da humidade relativa (esquerda), velocidade do vento (meio), temperatura de ambiente (direita) (adotado de [13])

Desta forma, quanto mais cedo o betão estiver sujeito a secagem e quanto maior o tempo de presa, ou seja, quanto mais lento o desenvolvimento da microestrutura do betão, maior será a retração plástica [12]. Assim será de esperar que a utilização de retardadores de presa (secção 4.5.2), como é feito no trabalho experimental (capítulo 6), faça aumentar a retração plástica, isto também é observável na Figura 2.2 (direita). Em condições climáticas de elevada temperatura e velocidades do vento, deverão evitar-se tempos de presa prolongados [8].

2.1.2 Fissuração de Retração Plástica

A retração plástica causa fissuração durante as primeiras horas após a betonagem, normalmente no estado em que a superfície do betão se torna seca. O mecanismo que gera fissuração pode ser explicado em quatro etapas (Figura 2.4) [14]:

- I. A taxa de exsudação é maior que a taxa de secagem. Consequentemente a superfície do betão permanece húmida e não ocorre retração;
- II. A taxa de secagem é maior que a taxa de exsudação. A superfície seca e inicia-se a retração. Como o betão ainda está suficientemente plástico para acomodar as variações volumétricas, não ocorre fissuração. A secagem e a correspondente retração ocorrem a uma taxa constante;
- III. O betão torna-se frágil, as restrições à retração induzem tensões no betão que começa a fissurar quando a resistência à tração é inferior à tensão induzida;
- IV. O betão está preso e inicia-se a retração por secagem.

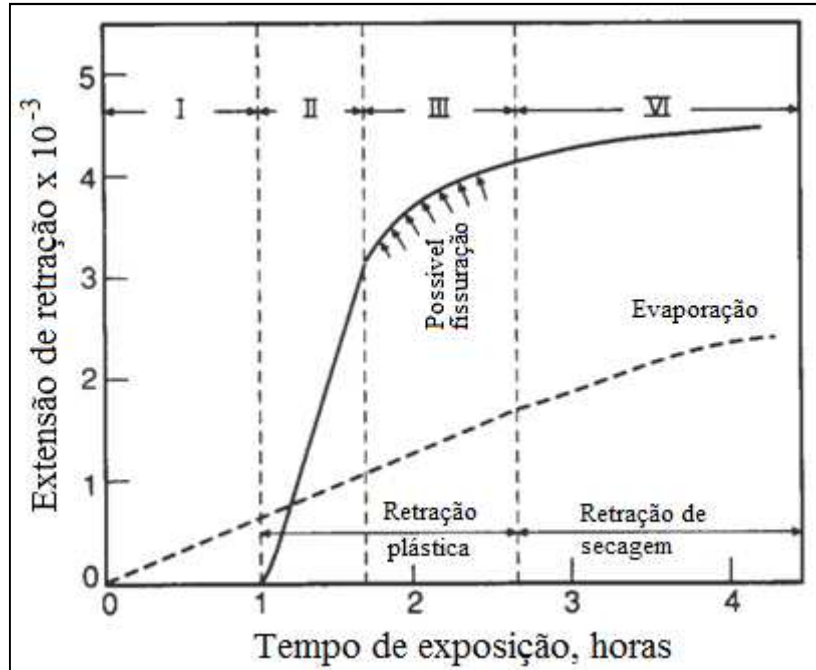


Figura 2.4 - Descrição esquemática da retração no tempo inicial (adotado de [14])

As fissuras geralmente caracterizam-se por um padrão aleatório mas ocasionalmente formam ângulos de 45° com o bordo das lajes (Figura 2.5), e outras vezes desenvolvem-se ao longo das armaduras, particularmente quando as estas estão próximas da superfície [8].

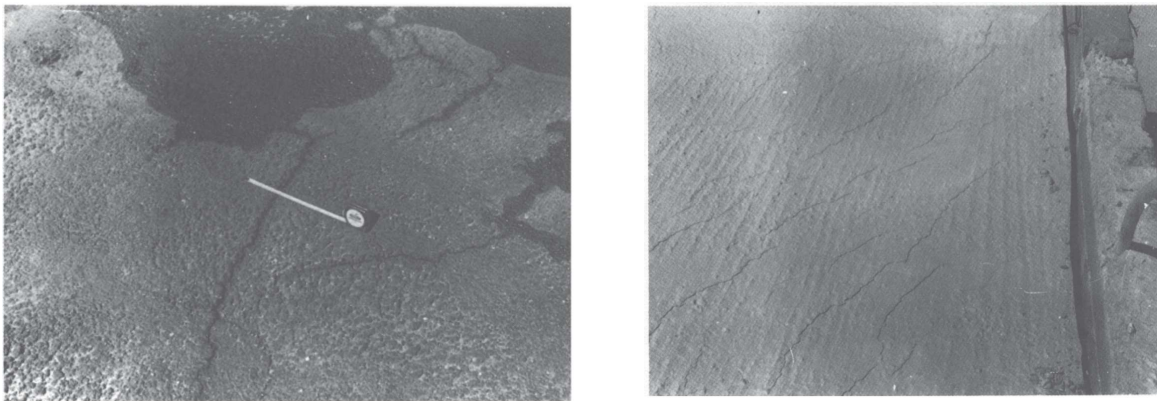


Figura 2.5 - Desenvolvimento de fissuras aleatório (esquerda) e diagonal (45°) em relação aos bordos (direita) (adotado de [8])

A largura das fissuras geralmente atinge escassos milímetros e o comprimento varia entre poucos milímetros até pouco mais de 1m. Normalmente as fissuras criam-se na superfície e afunilam rapidamente, pelo que só em casos extremos atravessam toda a laje [8].

2.1.2.1 Fatores que Influenciam a Fissuração Plástica

A sensibilidade à fissuração é influenciada por vários fatores, desta forma, aumenta com a intensidade de secagem e a retração por ela induzida e diminui com a taxa de desenvolvimento da rigidez e da resistência à tração no betão fresco. Todos os fatores que influenciam a retração

plástica já referidos anteriormente, também influenciam a fissuração. Foi sugerido que para taxas de evaporação superiores a $1,0 \text{ kg/m}^2$ por hora, devem ser tomadas medidas adequadas para prevenir a fissuração. De modo a estimar esta taxa, foi criado um mapa que relaciona as condições ambientais com a secagem (Figura 2.6) [15].

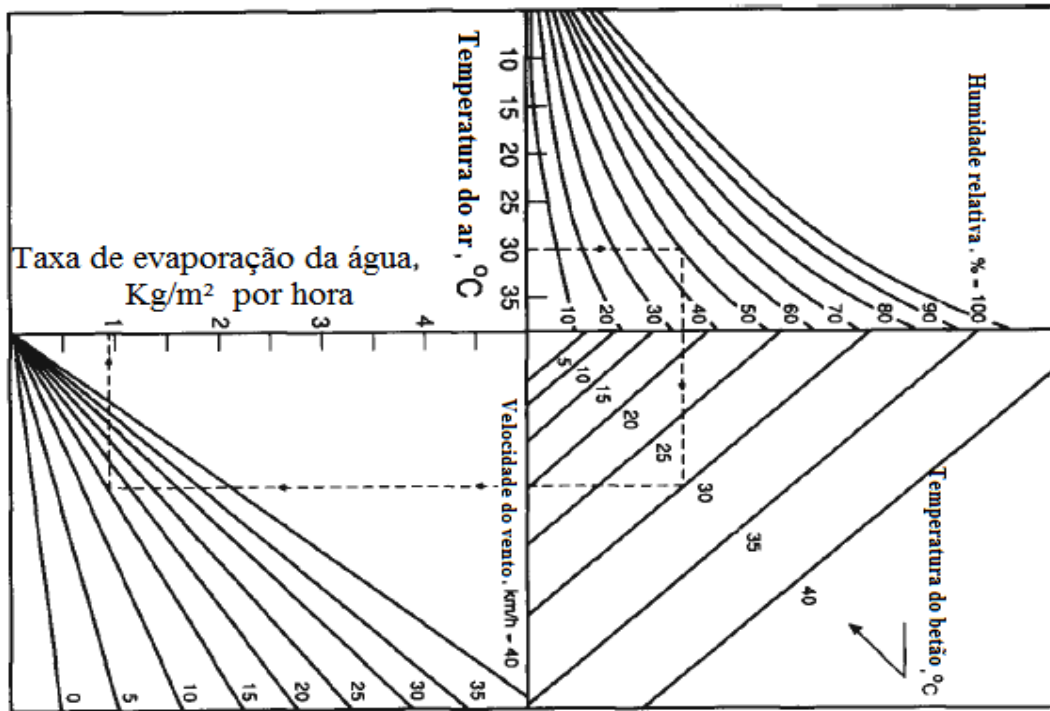


Figura 2.6 - Taxa de evaporação para a qual se deve tomar precauções relacionada com condições climáticas, (adotado de [15])

A retração plástica pode ser prevenida, protegendo o betão o mais cedo possível antes que a superfície seque. Esta proteção pode ser, membranas de polietileno, aplicar um spray de selagem adequado. É razoável utilizar adjuvantes redutores de retração de presa, porque estes reduzem a tensão superficial da água e assim também a tensão capilar (*vide* 4.5.2) [8].

2.1.2.2 Fissuração de Assentamento Plástico

O assentamento plástico ocorre quando existe exsudação demasiado elevada. Após a betonagem, a água tende a subir para a superfície e as partículas sólidas depositam-se na base, isto acontece principalmente em betões com poucos finos.

As fissurações de assentamento acontecem na presença de obstruções, como a armadura ou a geometria da secção transversal, durante o assentamento plástico (Figura 2.7). As referidas obstruções induzem um assentamento diferencial, que causa fissuração quando o betão é frágil e fraco e não consegue acomodar estes assentamentos. A fissuração de assentamento plástico pode ser eliminada por vibração do betão, pois este ainda tem plasticidade suficiente. Também é possível utilizar uma espátula ou uma talocha para fechar as fissuras, mas são tratamentos superficiais e as fissuras podem reabrir com o avanço da secagem [8].

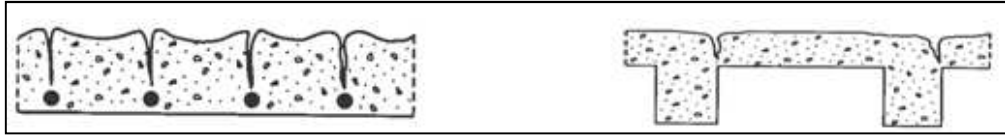


Figura 2.7 - Obstrução de assentamento plástico, formada pela armadura (esquerda) e formada pela geometria da secção transversal (adotado de [8])

Para impedir o assentamento plástico é necessário mitigar a exsudação. Não se deve utilizar betões com poucos finos e/ou misturas secas, mas pode-se substituir areia por filer ou utilizar adjuvantes aceleradores de presa que reduzam a fase plástica, e ainda se podem utilizar adjuvantes introdutores de ar que reduzam a exsudação [16].

2.2 RETRACÇÃO QUÍMICA

A retração química é interna e ocorre a nível microscópico. Esta diminuição de volume ocorre durante as reações de hidratação do cimento, nas quais o volume de reagentes (cimento + água) é superior ao volume dos produtos (gesso + portlandite). De modo geral a retração química é linearmente proporcional às reações de hidratação [17]. O seu valor em relação à pasta inicial varia entre 7 e 10 % [18] [19] e constitui cerca de 25% do volume de água combinada [20]. O valor da variação volumétrica depende muito da densidade do produto CSH, o qual pode ser demonstrado pelo balanço volumétrico de Le Chatelier [21], cuja equação estequiométrica simplificada pode ser escrita da seguinte forma:



O decréscimo do volume é apenas um dos dois aspetos a ter em conta relativamente ao acima referido (balanço volumétrico). Enquanto ocorre um ligeiro decréscimo do volume total, o volume sólido aumenta significativamente, o que origina o crescimento da microestrutura [22]. A retração química pode ser esquematizada pela Figura 2.8 [5]:

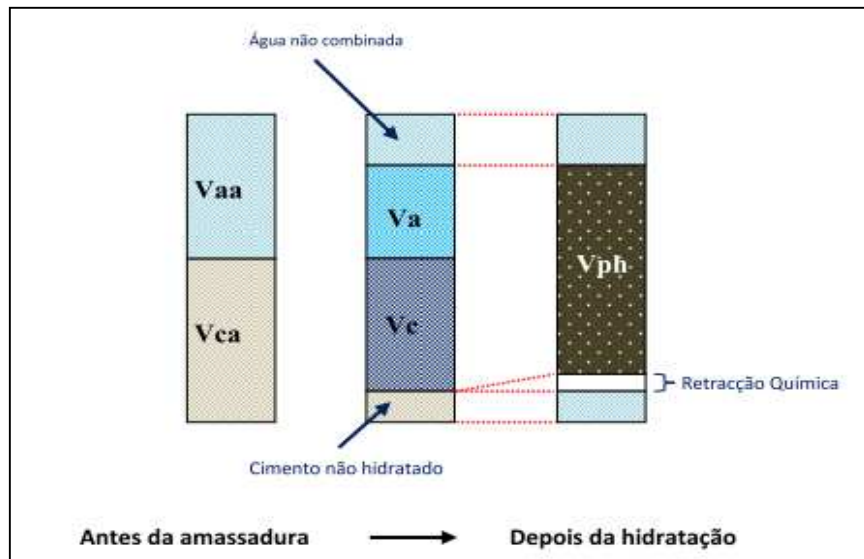


Figura 2.8 - Representação esquemática da retração química, adotado de [5]

$$S_{cq} = \frac{(V_c + V_a) - V_{ph}}{V_{ca} + V_{aa}} \times 100 \quad (\text{Eq. 2.3})$$

S_{cq} - Coeficiente de retração química;

V_c - Volume de cimento hidratado;

V_a - Volume de água combinada;

V_{ph} - Volume de produtos hidratados;

V_{ca} - Volume de cimento antes da hidratação;

V_{aa} - Volume de água antes da hidratação.

Para controlar a fissuração nesta fase pode recorrer-se a meios de prevenção de evaporação de água através de cura externa por selagem ou com água [5] [7].

2.2.1 Influência da Temperatura

A taxa das reações químicas de um modo geral aumenta com o crescimento da temperatura, o que pode ser explicado pela equação empírica de Arrhenius [23]:

$$\frac{d(\ln g)}{dT} = \frac{\chi}{RT^2} \quad (\text{Eq. 2.4})$$

Em que g é a velocidade específica de reação, T é a temperatura absoluta, χ é uma constante relacionada com a energia de ativação e R é a constante da lei do gás $R=8.14 \text{ J/mol}^\circ\text{C}$. A hidratação também pode ser expressa em função da quantidade de água combinada (Figura 2.9) [24]:

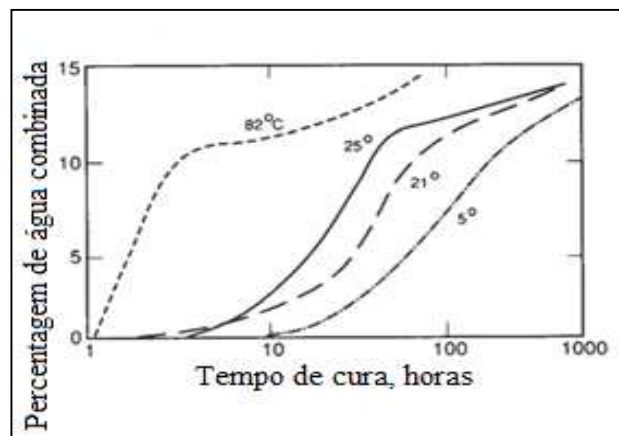


Figura 2.9 - Efeito da temperatura na taxa de hidratação, (adotado de [24])

Este efeito de aceleração das reações de hidratação pelo aumento de temperatura é utilizado para acelerar o desenvolvimento das resistências mecânicas do betão. A influência da temperatura no grau de hidratação último não é clara. Como a temperatura não afeta a densidade de gel, o grau de hidratação último não é afetado significativamente [23].

2.3 RETRACÇÃO AUTOGÉNEA E A EVOLUÇÃO DA MICROESTRUTURA SÓLIDA

A frase "retração autogénea do betão" foi utilizada por C.G. Lyman há mais de 70 anos, quando pela primeira vez se verificou que o betão reduz o volume por ele mesmo, sem haver variações térmicas ou na massa [25]. Com a introdução de betões BAR e BED, com baixas razões A/C a retração autogénea voltou a ser um mecanismo preocupante, uma vez que provoca fissuração, o que diminui a durabilidade dos betões. A retração autogénea é macroscópica-externa e é principalmente conduzida pela retração química. Quando se inicia a formação do esqueleto sólido, a retração autogénea é restringida enquanto a retração química continua a desenvolver-se livremente, gerando-se forças capilares de sucção e poros na pasta, processo designado por autodessecação. Estas forças de tração associadas a uma estrutura fragilizada e a um diminuto grau de desenvolvimento da resistência à tração geram risco de fissuração.

2.3.1 Retração Autogénea

"A retração autogénea é macroscópica-externa e traduz-se numa diminuição linear ou volumétrica do sistema cimentício, que ocorre em condições isotérmicas e sem trocas de humidade ou qualquer outra substância com o exterior. A retração autogénea é geralmente conduzida pela retração química, em que ambas se desenvolvem de igual modo, enquanto o sistema se encontra no estado fluido. A retração autogénea desenvolve-se mais lentamente que a retração química a partir do momento em que começa a formação de um esqueleto sólido", esta definição é recomendada pelo Japan Institute of Concrete, JCI, 2001.8 [17].

As taxas de retração autogénea e química começam a divergir (Figura 2.10) devido à formação de um esqueleto sólido que induz um grau de restrição interno que atenua a taxa de retração externa [25]. O grau de restrição interno aumenta com a rigidez do esqueleto sólido, que depende do grau de hidratação e do módulo de elasticidade do agregado.

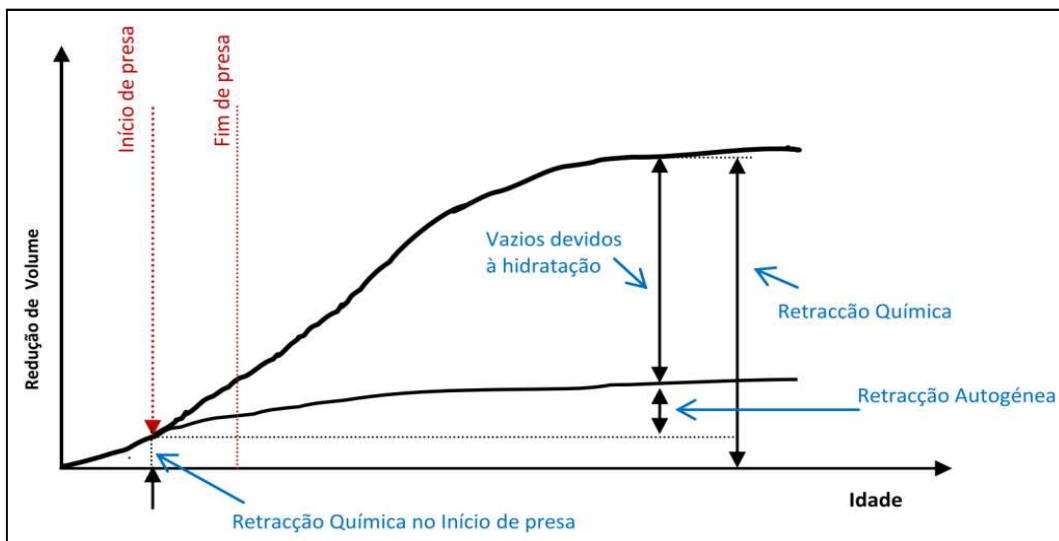


Figura 2.10 - Relação entre a retração química e autogénea, adotado de [25]

Durante a retração autogénea pode ocorrer uma expansão macroscópica-externa volumétrica ou linear, também em condições isotérmicas e sem trocas de humidade com o exterior, ou seja, em condições seladas. Esta expansão começa no início da solidificação do sistema e deve-se a vários mecanismos de hidratação do cimento como: a formação de etringite, pressões de expansão e ainda expansão térmica induzida pelas reações químicas exotérmicas, sem trocas de calor com o exterior [17].

O conjunto destes três fenómenos, retração autogénea, expansão autogénea e as deformações térmicas, que ocorrem em condições seladas são designadas por deformação autogénea [17].

2.3.1.1 Fatores que Afetam a Retração Autogénea

Os fatores ambientais não afetam a retração autogénea, pois neste fenómeno não ocorrem trocas de humidade nem de calor com o meio envolvente. Desta forma a única influência provém do calor produzido pelas próprias reações de hidratação e da temperatura isotérmica, em que o ensaio é realizado. A taxa inicial da retração autogénea aumenta com a temperatura pois esta é igual à retração química [26]. Em relação ao valor último obtiveram-se resultados muito dispersos relativamente à diferentes de temperaturas isotérmicas de ensaio [26], sendo assim provável que sejam as propriedades térmicas dos constituintes do betão que variam este valor.

2.3.2 Autodessecação e o Desenvolvimento da Microestrutura

Durante o processo de hidratação são consumidas moléculas de água, o que causa um decréscimo de água líquida nos sistemas cimentícios [27]. Este processo é acompanhado por um refinamento da estrutura porosa o que diminui a sua permeabilidade, propriedades de transporte, porosidade capilar e capacidade de difusão. Estas mudanças na microestrutura levam ao endurecimento e desenvolvem-se as resistências mecânicas [28]. Estas alterações ocorrem em sistemas selados, para um determinado grau de hidratação e dependem da percentagem de água inicial. Uma vez que o sistema perde humidade sem estar em contato com fontes de humidade exteriores, o processo é designado por autodessecação [29]. Barcelo *et al* descreveram a autodessecação em quatro fases [30] (Figura 2.11):

- I. Esta fase corresponde a um curto período de tempo, logo após o instante em que o cimento entra em contato com a água e ainda não ocorreu hidratação. Neste período de suspensão, os grãos sólidos encontram-se isolados no líquido e o material não é resistente a variações volumétricas [30]. A retração química e autogénea desenvolvem-se de igual modo [31] [32] [33]. A retração plástica é não isotrópica [32];
- II. A segunda fase é idêntica à primeira, verificando-se já uma ligeira hidratação e uma consequente deformação plástica, pois os grãos ainda se encontram suspensos. O tempo correspondente à soma das primeiras duas fases pode ser muito curto, principalmente em betão com uma reduzida razão A/C (ex. 40 minutos para uma razão de A/C de 0.28) [30];
- III. Durante a terceira fase a rigidez do material cresce gradualmente à medida que a hidratação procede. Nesta fase forma-se o primeiro "caminho" sólido unidirecional na pasta de cimento, o denominado limiar de percolação mineral. Este limiar corresponde ao ponto em que a retração química e a retração autogénea começam a divergir. No interior

do material aparecem zonas em que as variações volumétricas induzidas pela hidratação são localmente impedidas devido a contatos sólidos e o crescimento da retração autogénea ocorre mais lentamente que o da retração química [30] [34];

- IV. Na mudança da fase três para a fase quatro ocorre a transição do comportamento líquido para sólido. Durante a fase quatro surge percolação em três direções da rede sólida, que ocorre quando se observa um decréscimo acentuado da retração autogénea. A partir desta fase as variações volumétricas induzidas pela hidratação são maiores que a deformação da massa da microestrutura mineral e um significativo volume gasoso surge nos poros o que gera tensões capilares [30]. Em pastas com reduzida razão A/C este fenómeno é mais acentuado, as tensões capilares geradas causam uma maior retração autogénea e aumentam a sensibilidade à fissuração [35] [36]. Uma vez que o esqueleto sólido induz uma restrição à deformação e a f_{ctm} ainda está pouco desenvolvida. Em caso de restrições externas a maior retração autogénea também causa fissuração [37].

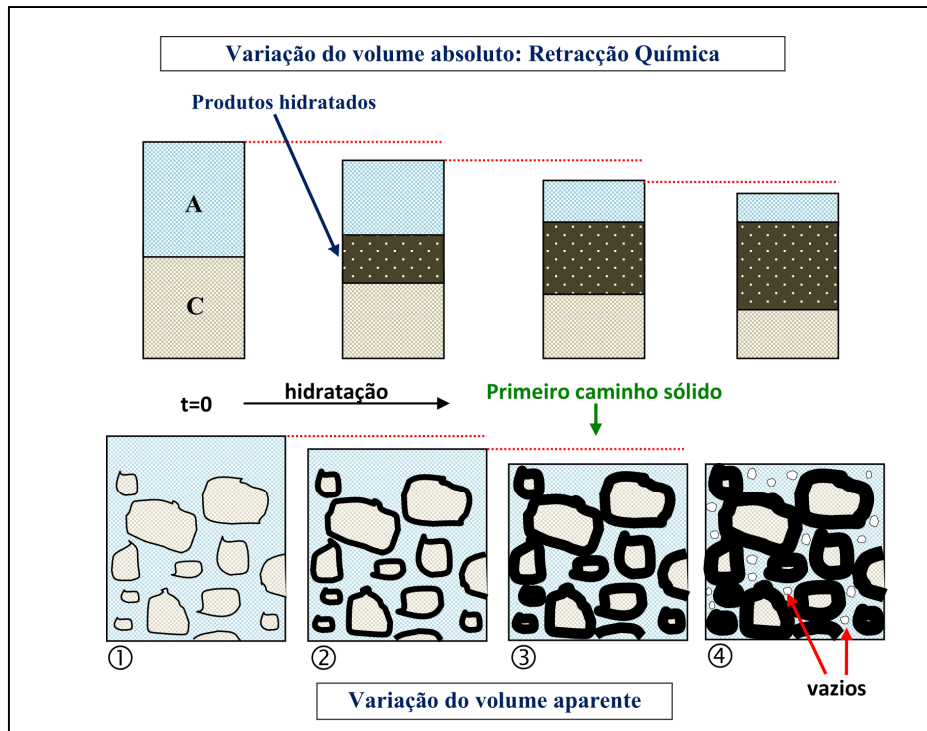


Figura 2.11 - A autodessecação como consequência da retração química, (adotado de [38] [39])

2.3.3 Tempo Zero

A retração autogénea gerada durante o período em que o material cimentício está no estado fresco (antes do início de presa), não constitui perigo de fissuração, sendo apenas relevante o período em que a retração autogénea gera tensões. Há dificuldade em marcar o instante no qual a pasta de cimento (ou betão) inicia a sua presa, com exatidão [37]. Boivin [40] descobriu que a transição suspensão-sólido ocorre mais cedo em pastas com razões A/C baixas, o que poderá ser explicado por uma mais rápida distribuição uniforme dos contatos sólido-sólido, em relação a pastas com razão A/C elevadas e com cimentos mais grosseiros. Justnes *et al* [35] confirmaram esta tendência ao determinarem que o grau de hidratação necessário para dar início

à presa (determinado com Vicat needle test) se encontra na ordem dos 3 a 8%, o que corresponde a 2h e a 7 h respetivamente após a amassadura, e que parece ser mais baixo para valores mais baixos de A/C e finura de cimento. Jiang and Roy [36] e Justnes *et al* [35] chegaram à mesma conclusão ao utilizar métodos ultrassónicos. Outra dificuldade sentida é o fato dos terem um período de expansão [31] [41] devido à reabsorção de água de exsudação [31], pressão de cristalização causada por produtos de hidratação [30] [42] [43], ou efeitos térmicos [44], como foi referido anteriormente. A referida dilatação pode adiar a retração e a formação de tensões de tração enquanto o material já se torna sólido. É desejável ter dois equipamentos para analisar a retração livre e restringida, para poder determinar quando a retração autogénea começa a gerar tensões e o instante em que estas se tornam tensões de tração. Bjontegaard [31] e Lura *et al* [41] descobriram que a expansão inicial gera tensões de compressão e de um ponto de vista prático, o "tempo zero" deve ser tomado quando se iniciam as tensões de tração, que aumentam a sensibilidade de fissuração. Mas a maioria da literatura aconselha que o "tempo zero" deve ser tomado quando surgem as primeiras tensões, sejam elas de tração ou de compressão, desde que represente o período em que ocorre a transição para um sólido visco-elástico.

2.4 DEFORMAÇÃO TÉRMICA

As tensões induzidas pelas deformações térmicas nas primeiras idades foram a maior causa de fissuração do betão desde o início do século [45]. Vários métodos foram desenvolvidos para prevenir a fissuração, principalmente para barragens de betão e outras estruturas maciças de engenharia hidráulica de estruturas [2]. A hidratação do cimento é uma reação altamente exotérmica e conseqüentemente os elementos de betão estão sujeitos a variações térmicas [46]. O aquecimento e arrefecimento em estruturas interna ou externamente restringidas podem causar fissuração. A fissuração térmica precoce ocorre nos primeiros dias nas secções mais esbeltas mas tem uma maior demora em secções de maiores dimensões.

2.4.1 Mecanismo

O parâmetro chave que converte a variação térmica em extensão no betão é o coeficiente de expansão/retração térmica (α) [45]. Numa fase inicial ocorre expansão térmica (Figura 2.12, direita) porque a produção de calor pela hidratação é superior à perda de calor através do meio envolvente o que faz aumentar a temperatura do betão ou a pasta de cimento, (Figura 2.12, cima) [47]. Enquanto o betão está no estado plástico o α é elevado (pode chegar a $\cong 70 \times 10^{-6} / ^\circ\text{C}$), o que se atribui à elevada quantidade de água [2] [48] [49] [50]. O módulo de elasticidade, E_0 , também sofre variações consideráveis, nos primeiros dias após a betonagem e na fase de aquecimento tem valores relativamente baixos (Figura 2.12, baixo) [47].

Numa fase posterior, durante a formação do esqueleto sólido, a taxa de produção de calor reduz-se, a perda de calor pelo meio envolvente predomina e ocorre arrefecimento do betão ou pasta, Figura 2.12 direita, o que causa contração [47]. Nesta fase em que o betão já adquiriu uma maior rigidez o coeficiente de retração térmica começa a ter valores menores e estáveis, aproximadamente $10 \times 10^{-6} / ^\circ\text{C}$, isto acontece no intervalo de 8 a 16 horas após a betonagem [2] [48] [49] [50]. Após a formação do esqueleto sólido o valor do α começa a estabilizar, o seu

valor ronda os $9,5 \times 10^{-6} / ^\circ\text{C}$, independentemente da idade. Estes dados foram obtidos por Mitchel *et al* [51] ao analisar betão normal, de média e alta resistência, nas primeiras 36 horas.

Assim, no período de aquecimento ocorrem expansões e no período de arrefecimento o betão contrai. O valor absoluto, da deformação livre é proporcional ao coeficiente de expansão/contração térmica. As tensões geradas dependem por um lado do valor das deformações, mas por outro lado também variam com o grau de restrição, interno e externo. Desta forma numa fase inicial, apesar de haver uma elevada expansão térmica, as tensões de compressão geradas são relativamente pequenas em relação às tensões de tração geradas na fase de arrefecimento, Figura 2.12 (meio). Isto deve-se à reduzida rigidez e elevado relaxamento das tensões de pré-esforço térmico na fase inicial [52] [53]. Na fase de arrefecimento as tensões mais elevadas devem-se aos maiores valores do E_0 e menor relaxamento por fluência [47]. Ao fazer um balanço de tensões do ciclo aquecimento/arrefecimento, verifica-se que permanecem tensões residuais de tração, o que gera elevada sensibilidade à fissuração.

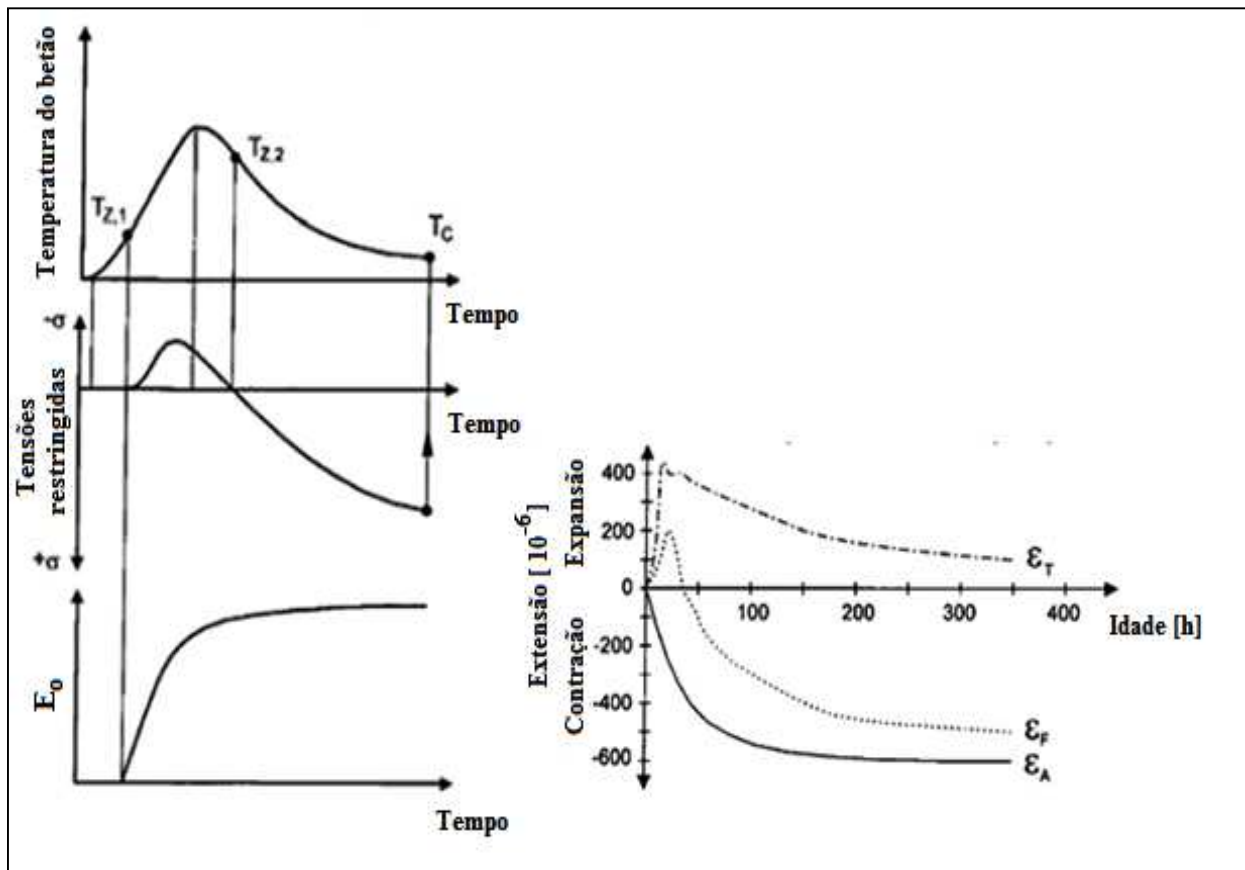


Figura 2.12 - Temperatura, tensão, E_0 num elemento de betão restringido (espessura entre 0.2 e 1.0 m) nas primeiras idades ($T_{z,1}$ e $T_{z,2}$: Tensões nulas; T_c : Temperatura de fissuração, (esquerda) adotado de [54]. Deformação livre de BAR com A/C=0,22, 1,5 m abaixo da superfície de uma estrutura de betão maciço devido a T (ϵ_T), autogénea (ϵ_A), e efeito combinado (ϵ_F), adotado de [55]

A formação de tensões durante o ciclo de temperatura é difícil de prever com precisão devido à forte influência da fluência, (*vide* 2.7) e variações rápidas do E_0 .

2.4.2 Fatores que Afetam a Deformação Térmica

O α depende do estado de humidade do sistema poroso do betão [56] [57] [58] [59] [60] [61]. Quando o sistema poroso está saturado ou quando ele está vazio (seco) o α é relativamente baixo, ronda o valor $10/12 \times 10^{-6} / ^\circ\text{C}$. Um sistema poroso parcialmente saturado, RH entre 40 e 80%, mostra valores máximos de $18/25 \times 10^{-6} / ^\circ\text{C}$. Na Figura 2.13 Meyers [60] ilustrou a influência da humidade em pastas de cimento aos 6 meses e 15 anos. Para uma humidade relativa entre 50 e 80% o α apresenta um valor elevado de aproximadamente $20 \times 10^{-6} / ^\circ\text{C}$ e para humidades relativas de 100% e 20% o valor da α corresponde a metade do valor anterior, $10 \times 10^{-6} / ^\circ\text{C}$. Estes resultados foram obtidos para pastas de cimento com razões A/C de 0.12, 0.22 e 0.40.

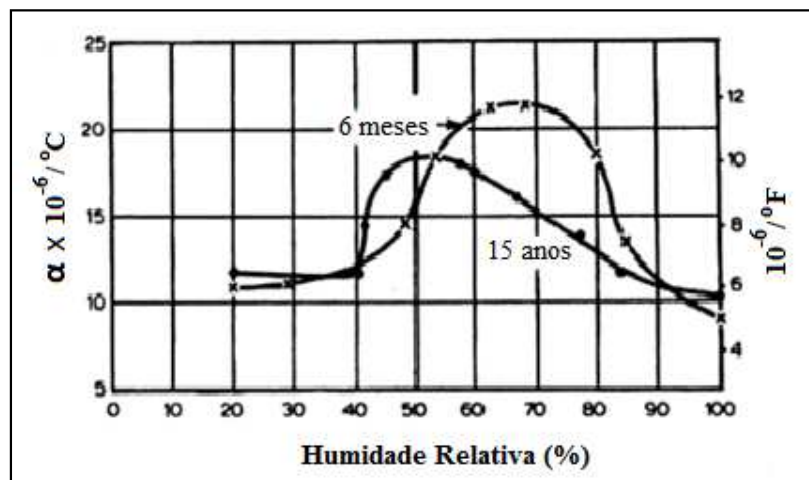


Figura 2.13 - Coeficiente de dilatação térmica em pastas de cimento aos 6 meses e 15 anos, para diferentes humidades relativas, adotado de [60]

Os elevados valores de α em sistemas porosos parcialmente preenchidos devem-se à movimentos térmicos que se distinguem em duas componentes [26]:

- I. Movimento térmico "puro" ou real;
- II. Uma deformação retardada causada por uma redistribuição de água entre a fase líquida e gasosa. Estas deformações ocorrem após variações térmicas súbitas [62] [57] [63]. Dettlings [56] explica as deformações retardadas, em pastas cimentícias saturadas, com a diferença do α da água e da fase sólida. Durante o aquecimento esta diferença causa uma expansão adicional e compressão na água dos poros. Esta pressão hidráulica reduz se com o tempo devido ao movimento da água relativamente lento, o que conduz a uma retração retardada. Young *et al* [64] utilizaram este efeito para deduzir a permeabilidade da pasta de cimento endurecida.

Em sistemas de poros totalmente preenchidos, durante o processo de arrefecimento, geram-se espaços vazios dentro dos poros, o que causa um crescimento das forças capilares, levando à sucção de água e assim a uma expansão lenta [56]. Este processo apenas ocorre quando há água disponível para a sucção, e por isso é atribuído a sistemas porosos saturados.

Em sistemas porosos secos, Dettling não verificou deformação retardada.

No trabalho de Wittmann e Lukas [57] foi possível verificar que o α depende do modo de aplicação de calor. Quando a pasta de cimento é sujeita a uma variação térmica brusca de 20 a 70 °C o α é relativamente elevado, comparando com uma variação de calor sucessiva de 10°C em cada passo e com períodos isotérmicos intermédios. A temperatura do betão fresco também tem um efeito significativo. Uma temperatura elevada acelera o processo de hidratação e a temperatura cresce mais rapidamente se em contrapartida, a temperatura ambiental for baixa, a descida durante o arrefecimento é elevada, o que aumenta a retração térmica. Além disso, a resistência à tração é mais baixa quando o betão endurece em temperaturas elevadas, devido a ligações mais fracas de produtos de hidratação (CSH) mais curtos [65]. Ambos os efeitos conduzem a uma temperatura de fissuração significativamente mais elevada, como mostra a Figura 2.14.

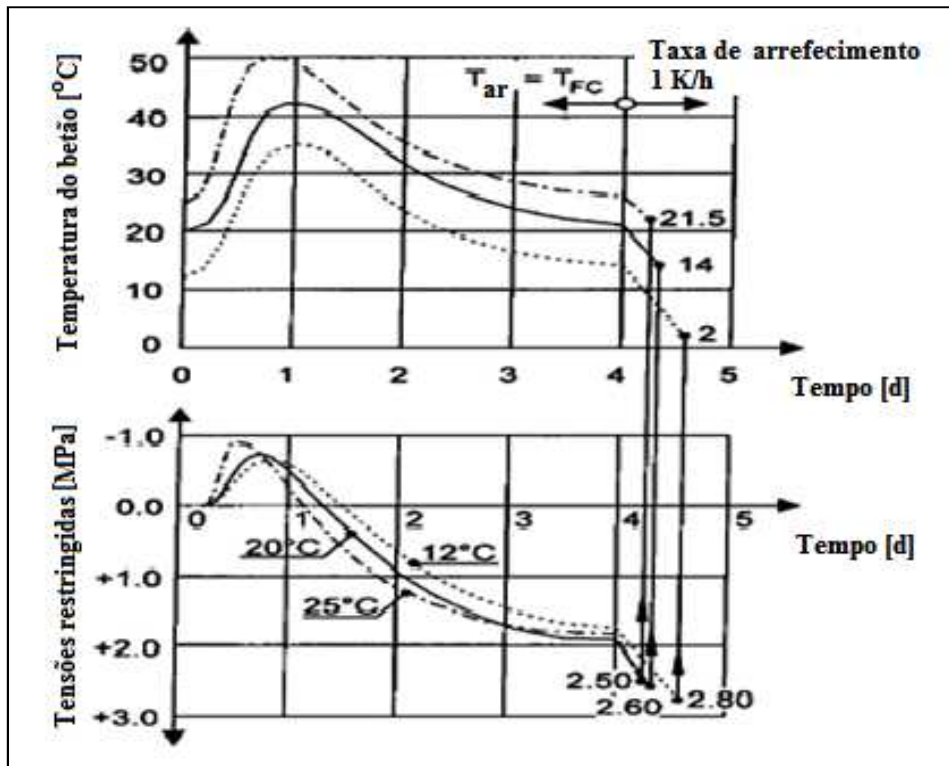


Figura 2.14 - Influência da temperatura do betão fresco na temperatura e desenvolvimento de tensões em betão restringido adotado de [54]

A deformação térmica ainda é influenciada pela composição do betão, principalmente pelo tipo e teor em agregado, este tema vai ser discutido no capítulo 4.

2.4.3 Gradiente de Calor

O tamanho e a geometria dos elementos de betão ou pasta de cimento influenciam a distribuição de temperatura ao longo das secções transversais. Uma das principais causas que conduzem à fissuração térmica são os gradientes de temperatura, que provocam gradientes de contração.

A hidratação do cimento é uma reação altamente exotérmica, logo os elementos de betão estão sujeitos a variações térmicas. Em elementos estruturais com secções esbeltas, o calor gerado dissipa-se rapidamente enquanto em secções espessas (≥ 20 cm [54]), a temperatura interior atinge valores elevados. As elevadas temperaturas aceleram as taxas de hidratação que por sua vez aumentam novamente a produção de calor e a retração autogénea. Para além disso, a temperatura interna diminui lentamente e as camadas superficiais arrefecem rapidamente porque estão em contato direto com o ambiente [66]. Durante a fase de aquecimento o interior está a uma temperatura superior à das camadas superficiais, o que conduz a um diferencial de expansão do núcleo para a superfície da seção transversal [47]. Ao diferencial de expansão associam-se tensões de compressão no núcleo e tensões de tração nas camadas superficiais. Durante o processo de arrefecimento ocorre um processo inverso, no interior observam-se tensões de tração e nas camadas superficiais tensões de compressão [66]. Estas tensões podem designar-se como tensões autoinduzidas porque estão relacionadas com as restrições internas da estrutura e resultam da variação volumétrica não uniforme ao longo da secção transversal [66]. As variações térmicas ocorrem em simultâneo com a retração autogénea [7]. O aumento de temperatura no núcleo acelera as reações de hidratação e a retração química associada, a extensão destas reações dependem da composição da mistura [45], mas de modo geral numa fase inicial a expansão térmica é superior à retração química [67]. Em condições seladas espera-se que a retração autogénea seja uniforme ao longo da secção transversal. Em provetes submersos assume-se que a água proveniente do exterior penetra nos poros parcialmente secos, o que elimina a retração autogénea. Em secções muito espessas e em betões de reduzida razão A/C isto não acontece porque a camada superficial desenvolve uma estrutura porosa descontínua, já com um baixo grau de hidratação. Daí resulta uma selagem do núcleo interno da água disponível à superfície, e a autodessecação ocorre no núcleo, mesmo em betão submerso [7].

2.4.3.1 Classificação de Elementos de Betão

A questão fundamental é saber quais são os elementos sensíveis aos efeitos térmicos e de retração na idade precoce e quando podem ser classificados como estruturas maciças. Para estimar a tendência de fissuração térmica precoce Flaga [68] [69] [70] propôs a superfície específica (Eq. 2.5):

$$S = \frac{a}{V} \qquad S_p = \frac{a_p}{V} \qquad \text{(Eq. 2.5) e (Eq. 2.6)}$$

Em que a é a área superficial e V é o volume do elemento, a_p é a área arrefecida. Segundo Flaga, o elemento de betão é classificado como elemento espesso, sensível aos efeitos térmicos nas primeiras idades, quando $S < 2$. Nestes elementos espera-se ter um aumento térmico superior a 20°C . Quando $2 \leq S \leq 15$ o elemento é classificado como mediamente espesso e o aumento de temperatura espera-se ser inferior a 20°C , para além disso a retração tem uma maior importância que em elementos espessos. Quando apenas uma parte da estrutura é arrefecida, DeShutter e Taerwe [71] sugerem que a superfície específica aparente é mais relevante em relação à sensibilidade de fissuração (Eq. 2.6).

2.5 FISSURAÇÃO DE RETRAÇÃO AUTOGÊNEA E TÉRMICA

As deformações autogêneas e térmicas são os principais mecanismos que conduzem ao desenvolvimento de tensões e fissuração de betões com baixas razões A/C. A magnitude das tensões e o risco de fissuração dependem de vários fatores como o grau de restrição e o desenvolvimento das propriedades mecânicas. As propriedades mecânicas são desenvolvidas à medida que ocorre a hidratação, que é acompanhada pela formação da microestrutura que por sua vez atribui a f_{cm} , f_{ctm} e o E_0 ao sistema cimentício [37]. O desenvolvimento do grau de resistência mecânica e E_0 , são conduzidos por processos físico-químicos como a presa de partículas de cimento hidratadas e o crescimento do número de superfícies ou pontos de contato das partículas, o denominado aspeto estereológico [37].

Tabela 2.1 - Início do desenvolvimento de propriedades mecânicas significativas

A/C	Hidratação (%)	Tempo (H)	Autor
0.40		10	Bjontegaard et al [72]
0.50	25		De Shutter et al [73]
0.58	20	8-10	Laube [74]

As primeiras propriedades mecânicas significativas começam-se a desenvolver quando ocorre a formação de caminhos de percolação mineral em 3 direções, o que representa aproximadamente o fim de presa. Este ponto, como referido na secção 2.3.3, ocorre mais cedo em pastas com menor finura, onde a porosidade inicial é mais baixa e onde a razão A/C é menor. A Tabela 2.1 resume resultados de diferentes autores.



Figura 2.15 - Representação esquemática do desenvolvimento relativo do módulo de elasticidade e resistência à tração, adotado de [73]

O desenvolvimento relativo das propriedades mecânicas (Figura 2.15) nas primeiras idades controla a probabilidade do risco de fissuração. Trabalhos experimentais realizados por Weigler e Karl [75] mostraram que o E_0 adquire 60% do seu valor dos 28 dias após o 1º dia, e 90 % após 3 dias. Este estudo e os autores [48] [74] [73] demonstraram que a taxa relativa de desenvolvimento do E_0 é muito maior que a da f_{cm} e f_{ctm} . Esta diferença nas taxas é uma demonstração da sensibilidade à fissuração nas primeiras idades, pois o desenvolvimento das

tensões residuais, $\sigma = E_0 \varepsilon$, depende da rigidez da microestrutura que constitui o grau de restrição interno e por outro lado a resistência à fissuração depende da f_{ctm} [37]. Gutsch [76] refere que a fissuração ocorre quando a tensão induzida atinge 50 % da f_{ctm} .

Outro fator importante no risco à fissuração é o efeito da fluência nas primeiras idades e principalmente a taxa de relaxação de tensão em relação à formação de tensão. Este efeito pode constituir um importante mecanismo de mitigação das tensões de tração, e pode ser conseguida através da utilização de sílica de fumo (*vide* 2.7 e 4).

Em betões é necessário ter em consideração que o desenvolvimento das propriedades mecânicas nas primeiras idades depende não só das propriedades da pasta mas também do conteúdo e propriedades do agregado (*vide* 3 e 4.3) [77]. A retração autógena é internamente restringida pelo agregado [78], o que gera tensões internas que influenciam as propriedades mecânicas do betão. Para além disso, a interface agregado-pasta pode constituir uma zona de menor f_{ctm} em betões com baixas razões A/C, o que aumenta a sensibilidade à fissuração localmente (*vide* 3) [79]. Wiegrink *et al* [80] descobriram nos seus trabalhos sobre betões de alta resistência, que o seu desempenho na resistência à fissuração foi substancialmente inferior que em betões normais. Esta observação foi justificada com a maior retração livre, uma menor fluência, um maior E_0 e uma menor ligação do agregado nas superfícies de fissuração.

Podem distinguir-se dois tipos de fissuração de acordo com o tipo de restrição: as internamente restringidas pela própria estrutura sólida e externamente restringidas por elementos adjacentes e armaduras. Como a restrição interna está sempre presente, no último caso será necessário sobrepor os efeitos da restrição interna e externa.

2.5.1.1 Fissuração Autorrestringida

Klemczak e Knoppik-Wróbel [66] modelaram um ensoleiramento geral maciço, com elementos finitos, com dimensões de base de 5m x 5m, 10m x 10m, 20m x 20m e com espessuras de 1m, 2m e 3m. O ensoleiramento geral tinha uma razão A/C de 0.5 e foi armada com malhas sol. Considerou-se uma temperatura relativa e do betão fresco de 20°C, a cofragem de madeira (1.8 mm) foi aplicada na base e lateralmente, o topo permaneceu em contato direto com o ambiente. Deste trabalho experimental pode concluir-se que o desenvolvimento da temperatura não depende das dimensões de base e que a espessura é o principal condicionante, a temperatura mais elevada, 54.4°C, foi observada no interior laje mais espessa, 3m. A temperatura superficial superior não foi influenciada pelas dimensões das lajes. O tempo necessário para atingir a temperatura máxima aumenta com a espessura de cada laje. O maior diferencial térmico entre o centro e a superfície de topo foi observado no período de arrefecimento. A maior perda de humidade ocorreu na superfície superior da laje mais fina, o núcleo e as superfícies laterais tiveram o mesmo desenvolvimento de humidade.

Na avaliação das tensões foi tida especial atenção ao núcleo central e ao centro da face superior. Na laje menos espessa observaram-se tensões de compressão no núcleo e de tração na superfície durante a fase de aquecimento e durante o arrefecimento ocorreu uma inversão de tensões, como descrito anteriormente. Nas lajes mais espessas este fenómeno só ocorreu mais tarde. As primeiras fissuras foram observadas na laje mais espessa, durante a fase de

aquecimento no instante em que o diferencial térmico foi maior (16°C). Uma descrição detalhada das áreas fissuradas encontra-se na Tabela 2.2. Ao comparar a fissuração térmica com a fissuração devido a gradientes de temperatura, pode concluir-se que os primeiros ocorrem durante a fase de arrefecimento e os últimos na fase de aquecimento. Em ambos os casos as fissuras ocorrem na presença de forças de tração.

Tabela 2.2 -Fissuração devido a gradientes térmicos, adotado de [66].

Dimensões da Laje (m)	Descrição de fissuração						
	Área central	Área lateral superficial	Área superficial de topo	Extremos			
1x5x5	Não fissurou	Não fissurou	Não fissurou	Não fissurou			
2x5x5				Fissurou após 56 h			
3x5x5				Fissurou após 52 h			
1x10x10			Não fissurou	Não fissurou	Não fissurou	Não fissurou	
2x10x10						Fissurou após 52 h	
3x10x10					Fissurou após 52 h	Fissurou após 44 h	
1x20x20					Não fissurou	Não fissurou	Não fissurou
2x20x20							Fissurou após 52 h
3x20x20							Fissurou após 44 h

As tensões que resultam das variações volumétricas diferenciais induzem uma maior área de fissuração nas seções maiores devido a maiores diferenciais de temperatura, o que pode ser demonstrado pela Figura 2.16.



Figura 2.16 - Área de fissuração (preto) em lajes de espessura de 2m (esquerda) e 3m (direita), adotado de [66]

2.5.1.2 Fissuração de Restrição Interna-Externa

Se o elemento de betão está externamente restringido, o efeito é adicional pelo que é necessário somar as tensões de restrições internas às tensões induzidas pelas restrições externas. Este tipo de restrição existe, por exemplo, ao longo da superfície de contato entre betão endurecido e betão fresco. As tensões que resultam de restrições externas são frequentemente observadas em elementos mediantemente espessos como paredes betonadas contra betão velho e endurecido. Neste caso uma série de fissuras verticais que iniciam na base, são observadas [46]. Se os elementos de betão forem altamente restringidas, este efeito predomina e as tensões induzidas pela autorrestrição podem ser desprezadas.

O grau de restrição externo pode ser definido em função da rigidez do elemento restritivo, K_r , e do elemento que contrai linear K_s , pela seguinte expressão [81] [82]:

$$\psi = \frac{K_r}{K_s + K_r} \times 100 \quad (\text{Eq. 2.7})$$

Quando K_r e K_s são iguais, o grau de restrição é de 50% , o que significa que a retração restringida constitui 50% da retração livre. Em tabuleiros de ponte típicos, o grau de restrição é 33 % [81]. Em betão nas primeiras idades, quando o E_0 constitui 1% e 10% do E_0 de betão endurecido, o grau de restrição para os mesmos elementos é de 98% e 83%, respetivamente [81].

Como exemplo de elemento mediamente espesso Klemczak e Knoppik-Wróbel [66] simularam uma parede betonada contra uma antiga fundação. Para avaliar a influência da geometria adotaram-se paredes com uma altura de 4m, comprimento de 15 e 20 m e espessuras de 30, 50 e 70 cm. Os resultados foram analisados no meio e nas extremidades da parede, tanto para interior como para a superfície exterior. Verificou-se que a maior influência deve-se à espessura das paredes, as temperaturas máximas e o tempo de aquecimento e arrefecimento aumentam com a mesma. As paredes finas têm uma maior habilidade de dissipar calor. O comprimento das paredes não influenciou significativamente a distribuição das temperaturas.

Durante a fase de aquecimento a fundação restringiu a expansão, provocando tensões de compressão na parede e durante o arrefecimento tensões de tração. Tanto a espessura como o comprimento tiveram influência na distribuição das tensões. As paredes mais finas têm tensões de compressão menores e a fase de tração foi atingida mais cedo. Como as f_{ctm} ainda são reduzidas nesta fase precoce, ocorre fissuração apesar do E_0 ser reduzido e conseqüentemente as tensões de tração também o serem. Em paredes mais espessas as tensões de tração surgem mais tarde quando as resistências à fissuração já se desenvolveram, mas como a variação térmica e o E_0 são maiores, as tensões de tração também o são, o que aumenta a intensidade de fissuração, ou seja, a área fissurada. O valor de α nesta fase já se encontra estabilizado pelo que não interfere. Assim pode concluir-se que o tempo e a intensidade de fissuração aumentam com a espessura da parede.

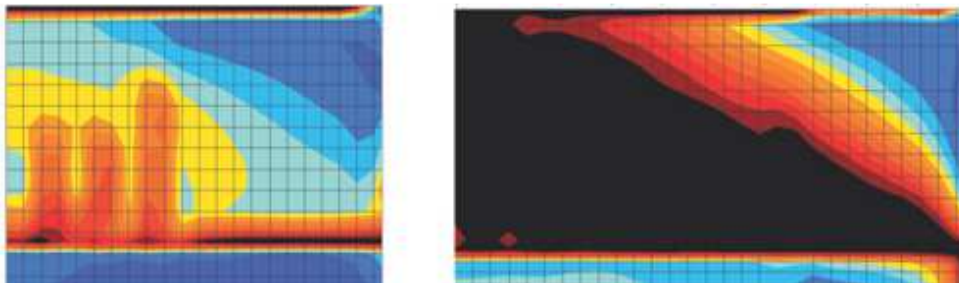


Figura 2.17 - Área de fissuração (preto) no interior das parede, com dimensões 15x4x0,30 (esquerda) e 20x4x0,70 m (direita) adotado de [66]

Em relação ao comprimento das paredes descobriu-se que as tensões e o risco de fissuração aumentam com o comprimento das mesmas, o que se deve a uma maior resistência linear

induzida pelas fundações. Os padrões de fissuração não dependem da dimensão da parede, mas a sua intensidade depende principalmente do seu comprimento. Em todos os casos as fissuras iniciam na interface parede-fundação e na vizinhança da extremidade livre e propagam-se até à parte central da parede, que é atingida no fim do processo de endurecimento

Para diminuir ou mitigar fissuração térmica e autogénea poderão utilizar cimentos com baixo calor de hidratação; adições expansivas; cinzas volantes; sílica de fumo; adjuvantes redutores de retração; agregados saturados; polímeros superabsorventes; fibras e agregado com baixo E_0 [5].

2.6 RETRAÇÃO DE SECAGEM

A retração de secagem define-se como uma deformação devido a perda de peso, que depende do tempo e ocorre em condições de temperatura e humidade relativa constantes [83]. A secagem externa ocorre quando o betão está submetido a uma humidade relativa ambiental inferior à humidade no interior da estrutura porosa. A retração por secagem contribui para a fissuração nas primeiras idades quando não é aplicada cura por selagem ou com água durante tempo suficiente [84]. Quando a retração está impedida externamente ou apenas pelas próprias partículas ocorre fissuração, proporcionalmente ao grau de restrição. As fissuras afetam a durabilidade, que atuam como um caminho preferencial para a entrada dos agentes deterioradores. Daí que surge a necessidade de compreender a retração por secagem e ser capaz de prever e controlar a sua deformação através de composição da mistura [85].

2.6.1 Mecanismos de Retração por Secagem

Embora a retração por secagem tenha sido intensivamente estudada a nível mundial, os seu mecanismo a nível microscópico ainda não foi completamente entendido [5]. A Figura 2.18 mostra uma descrição esquemática das variações volumétricas em betões causadas por ciclos alternados de secagem e humedecimento.

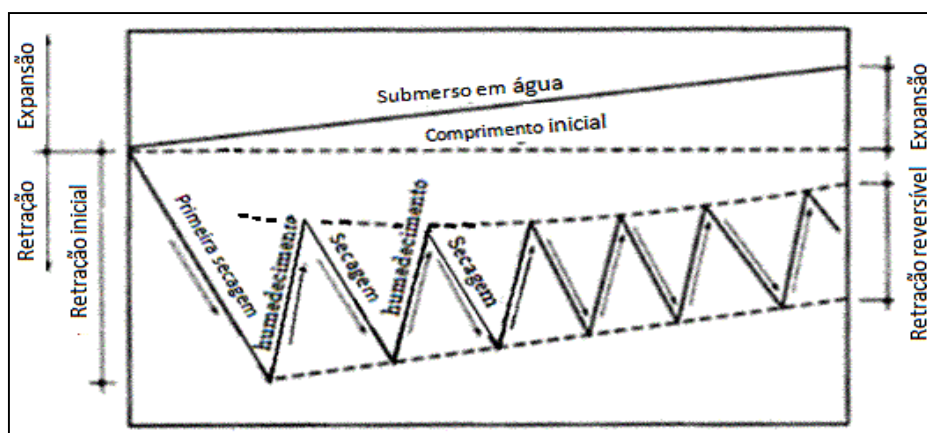


Figura 2.18 - Explicação esquemática das variações volumétricas em betões devido a ciclos alternados de secagem e humedecimento (adotado de [86])

Observa-se que a retração máxima ocorre na primeira secagem e uma considerável parte dessa secagem é irreversível, ou seja, o decréscimo volumétrico não é recuperado pelo seguinte

humedecimento. Futuros ciclos de secagem e humedecimento têm uma parte irreversível, adicional, sucessivamente mais pequena até que o processo fica completamente reversível. Em termos práticos a distinção entre reversível e irreversível é pouco importante e adota-se a primeira e maior retração [86].

Para betões e pastas de cimento Portland normal foram realizados estudos à larga escala e conseguiu-se descrever os mecanismos de retração. Hansen [83] estabeleceu 4 mecanismos principais:

I. Tensões capilares: Este mecanismo, conforme o betão vai secando, conduz ao esvaziamento, primeiramente dos poros de maiores dimensões, seguindo-se sucessivamente os poros de menores dimensões. Quando se atinge um diâmetro médio dos poros de cerca de 50 nm [87], a tensão superficial da água capilar forma um menisco. Para manter um equilíbrio estático, forma-se um diferencial entre o líquido e a fase correspondente ao vapor, com a pressão no líquido a diminuir relativamente à pressão no vapor. Conforme o processo de evaporação contínua e progressivamente vai esvaziando poros mais pequenos, a curva do menisco aumenta juntamente com o diferencial de pressão [5]. Este mecanismo forma tensões de tração na água capilar que provocam tensões de compressão na estrutura sólida para manter o equilíbrio, o que origina retração elástica. A medida que a estrutura sólida fica mais rígida, o E_0 e a resistência mecânica aumentam, a retração diminui. Segundo este raciocínio, a retração é totalmente compensada ao fim de algum tempo, o que não é verdade, logo assume-se que há mais mecanismos em jogo. Assume-se que retração por tensão capilar apenas é significativa quando a humidade relativa do ambiente excede os 50% [86].

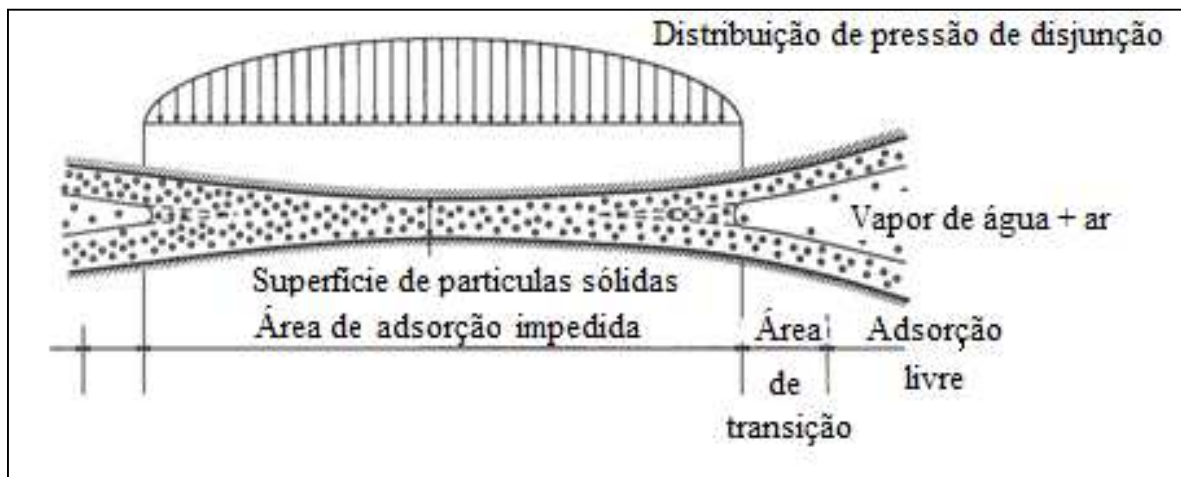


Figura 2.19 - Descrição esquemática das áreas de adsorção impedida e o desenvolvimento de pressão de expansão (adotado de [88] [89]).

II. Pressão de disjunção: Para uma dada temperatura, a espessura da camada de água adsorvida na superfície de um sólido é determinada pela humidade relativa do ambiente, e aumenta com o aumento da mesma. Em superfícies que estão muito próximas umas das outras, a camada de água adsorvida não consegue ser completamente desenvolvida para uma dada humidade relativa. Estas são designadas como superfícies de adsorção impedida e nessas áreas desenvolvem-se tensões de expansão ou disjunção que tende a separar as partículas adjacentes, o

que causa expansão [86]. Este mecanismo está esquematizado na Figura 2.19. Como a espessura da camada de água adsorvida aumenta com a humidade relativa, a pressão de expansão aumenta da mesma forma. Uma diminuição da humidade relativa causa secagem, logo, a camada de água absorvida e a pressão de disjunção diminuem. Quando a pressão de expansão está diminuída, a distância entre as partículas de gel mutuamente atraídas diminui e ocorre retração [86]. Powers mostrou que a água contida entre superfícies planas não consegue ser adsorvida livremente quando a distância entre as referidas superfícies é inferior a 3 nm [90].

III. Energia/tensão superficial (Gibbs-Bangham): Este processo é explicado pela Figura 2.20 em que a molécula A, que se encontra no interior do material, está a ser atraída e repulsada de igual forma em todas as direções pelas moléculas vizinhas. Isto não é o caso da molécula B na superfície, devido à falta de simetria, existe uma força resultante descendente, que formam um ângulo reto com a superfície. Consequentemente a superfície tende a contrair comportando-se como uma pele elástica que está a ser esticada. A tensão resultante é designada como "tensão de superfície". A força resultante que atua em sentido descendente induz uma tensão de compressão no material sólido, o que causando deformação elástica. A molécula de água absorvida, C, na superfície, atua na molécula B em sentido contrário da força resultante, diminuindo a tensão superficial. Devido a esse facto, as tensões de compressão reduzem-se resultando numa recuperação da deformação elástica, surgindo uma expansão. De forma similar a secagem consome as partículas de água de gel na superfície, o que aumenta as tensões de compressão e consequentemente ocorre retração.

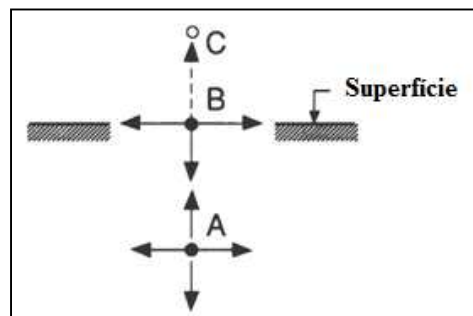


Figura 2.20 - Descrição esquemática das áreas de adsorção impedida e o desenvolvimento de pressão de expansão adotado de [86]

Como este mecanismo apenas ocorre em água de gel e não em água adsorvida fisicamente, o mecanismo só ocorre em humidades baixas, inferior a 40%. Em humidades elevadas, alguma da água capilar está fora do alcance das tensões superficiais e uma mudança na variação da quantidade de água livre não afeta a tensão superficial [86].

IV. Movimento da água intersticial: Os hidratos de silicato de cálcio do gel de cimento são caracterizados por terem uma estrutura laminada (em camadas), por isso, existe saída e entrada de água dessa estrutura, o que afeta a espessura entre as camadas, causando variações volumétricas. Desta forma, a saída de água devido a secagem reduz o espaçamento e uma consequente retração. Por outro lado a reentrada de água provoca um crescimento de volume (expansão) [86].

Hansen [83] descobriu que o efeito de Gibbs-Bangham causa a maior tensão para humidades relativas entre 0-95%. A retração devido às tensões capilares ocorre para humidades relativas acima de 25%. Uma grande parte da retração por secagem é irreversível e por isso não pode ser explicada pelo efeito de Gibbs-Baggham ou pela tensão capilar que são reversíveis. Helmut e Turk [91] e Picket [92] mostraram que a retração reversível pode constituir 60% da retração por secagem inicial a qual segue a retração a longo-prazo. Hansen [83] concluiu que o efeito de Gibbs-Bagham só pode ser responsável por 33% da retração inicial. Os restantes 67% da retração inicial são explicados pela diminuição do espaçamento entre as camadas. A Figura 2.21 mostra a contribuição de cada efeito na retração [83].

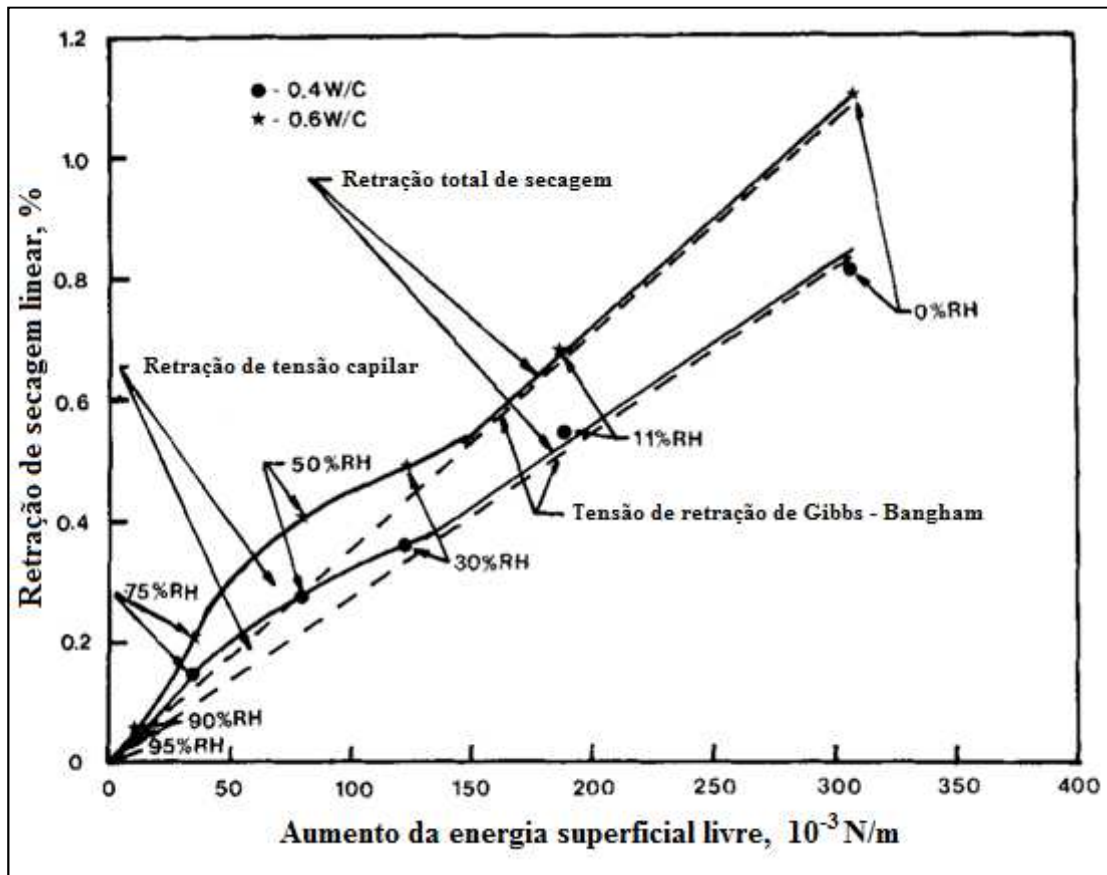


Figura 2.21 - Contribuição dos vários mecanismos na retração de secagem (adotado de [83])

2.6.2 Fatores que afetam a Retração por Secagem

Os fatores que afetam a secagem também afetam a retração por secagem, desta forma podem enumerar-se a temperatura do ambiente; a humidade relativa e a velocidade do vento; para além da composição da pasta (do betão) e da geometria dos elementos estruturais que vão ser discutidos mais tarde. A retração aumenta com o aumento da intensidade de secagem [86]. Esta relação não é necessariamente linear, na Figura 2.22 é possível verificar que numa região com uma humidade relativa elevada, uma perda de água de 17% originou uma retração de 0,6% enquanto numa região de humidade relativa mais baixa uma perda de água adicional de apenas 6% provocou uma retração de 1.2%, ou seja, o dobro [65]. Assim é possível concluir que a

retração é tanto maior quanto menor a humidade relativa. Isto pode ser explicado pela lei de Kelvin, de acordo com a qual, quanto menor a humidade relativa menor são os poros dos quais a água é perdida [93]. O mesmo mecanismo explica porque uma secagem numa fase inicial faz aumentar a quantidade de água perdida mas a retração induzida é relativamente pouca. Numa fase inicial a água, evapora de poros de maiores dimensões perdendo uma elevada quantidade de água mas a retração induzida é pequena porque os diâmetros dos poros envolvidos são pequenos. Numa fase mais avançada a água é retirada dos poros mais pequenos, o que origina maiores tensões capilares e consequentemente uma maior retração [86].

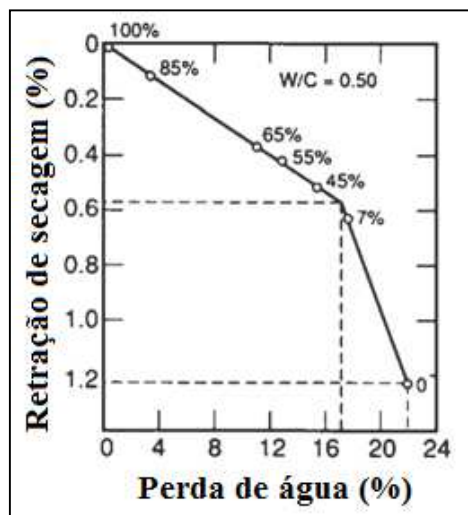


Figura 2.22 - Relação entre a quantidade de água perdida e a retração induzida (adotado de [65])

A retração por secagem pode ser influenciada pelo tempo de cura, uma vez que durante a fase inicial há uma elevada redução de água devido a hidratação que mais tarde não é perdida na secagem pelo meio envolvente, como se mostra em [94][78][95]. Como já foi referido anteriormente, a influência exercida pela cura sobre a perda de humidade nem sempre tem a mesma tendência na retração, como mostra a Tabela 2.3, que resume resultados obtidos por diversos autores.

Tabela 2.3- Influência do tempo de cura na posterior retração, = significa que não influenciou e ↓ significa que a retração diminuiu

A/C	Tipo de Retração	Influência	Autor
0.4	Secagem	=	Miyazava e Tazawa [96]
0.5	Secagem	=	Miyazava e Tazawa [96]
0.6	Secagem	=	Miyazava e Tazawa [96]
0.6	Secagem	=	Ueda <i>et al</i> [94]
0.2	Total	↓	Miyazava e Tazawa [96]
0.3	Total	↓	Miyazava e Tazawa [96]
0.24	Total	↓	Ohno <i>et al</i> [97]
0.4	Total	↓	Therien <i>et al</i> [95]
0.5	"SEM"	↓	Neubauer <i>et al</i> [98]

2.6.3 Gradiente de Humidade

O tamanho e a geometria dos elementos de betão ou pasta de cimento influenciam a distribuição de humidade ao longo das secções transversais. Uma das principais causas que conduzem à fissuração de secagem deve-se aos gradientes de humidade que provocam gradientes de contração. Estas fissuras são geralmente pequenas, mas podem permitir o ingresso de iões de cloreto, o que causa corrosão das armaduras [99] [100] e para além disso aceleram a deterioração de superfícies de betão quando sujeitas a ações de tráfego [101] [102], ciclos de gelo/desgelo e delaminação por cristalização [103]. Se a fissuração é causada por gradientes de humidade existe um intervalo crítico para o qual uma determinada taxa de secagem [104] pode causar fissuração. Abaixo desse intervalo ocorre ondulação (2-5 mm) [105] e acima, a dissipação de humidade ocorre de forma lenta e o provete não fissa [105].

A distribuição de humidade ao longo da secção transversal depende de vários fatores. Quando um provete fino está protegido de trocas gasosas com o exterior, a humidade, consumida pela hidratação, diminui de forma homogénea ao longo da secção transversal [106]. Em estruturas espessas, devido a uma maior temperatura no núcleo, a taxa de hidratação é superior, logo, consome mais humidade, o que origina um diferencial de humidade entre o núcleo e a camada exterior [107]. Em condições de fornecimento de água pelo exterior, o ingresso de água aumenta o teor de água na camada superficial, formando-se novamente um gradiente de humidade entre o núcleo e a camada externa. A profundidade e a taxa de penetração de água depende da densidade da microestrutura que é principalmente determinada pela razão A/C. Quanto maior a densidade da microestrutura menor é a profundidade de penetração. Em elementos muito compactos, com relações A/C baixas e com sílica de fumo, o núcleo não é atingido pela água fornecida pelo exterior e este está sujeito a autodessecação [108] [109] [110]. Quando uma estrutura de betão está sujeita a uma humidade relativa inferior à humidade do betão fresco, na superfície do elemento ocorre uma diminuição rápida da humidade devido à evaporação da água que estabelece um equilíbrio entre a humidade do betão e a humidade do ambiente. Consequentemente surge um gradiente de humidade, que transporta a água do interior para o exterior do elemento de betão [111] [112]. O transporte de humidade é um processo lento em estruturas porosas finas, que pode demorar apenas alguns meses ou até mais do que um ano. Este tempo depende da espessura e da composição do elemento do betão, pelo que os gradientes e o conteúdo de água no interior podem permanecer durante muito tempo [107]. Quando a hidratação e secagem ocorrem em simultâneo, um efeito combinado tem lugar, o que leva a distribuições de humidade diferentes [85] [106] [113] [114] [115]. No núcleo dos elementos de betão a diminuição de água ocorre devido às reações químicas e na superfície tem lugar uma competição entre o efeito de secagem por evaporação e o consumo de água pelas reações químicas. Se ocorre secagem na fase inicial uma futura hidratação em camadas superficiais pode ser prejudicada ou até impedida [115], o que pode levar a uma estrutura mais porosa nessas zonas [106] [114]. Se a maior parte da hidratação já ocorreu quando o betão fica sujeito a secagem externa, menos água está disponível para a evaporação e consequentemente observa-se uma menor perda de água e uma menor retração de secagem e densidade de fissuração [107].

2.6.4 Fissuração por Retração de Secagem

A fissuração por retração de secagem desenvolve-se em padrões poligonais e ocorre em materiais naturais e artificiais como argila, madeira, tinta e em materiais com base cimentícia [105]. As fissuras ocorrem principalmente em superfícies de betão, camadas de reparação e pavimentos. As fissuras aceleram a entrada de íons de cloreto que provocam corrosão das armaduras e assim afetam a durabilidade das estruturas em betão armado [99] [116]. A fissuração ocorre quando a retração é restringida devido a fricção ou conexões rígidas, ou elementos adjacentes de betão. O efeito de restrição induz tensões de tração e o betão fissa quando essas tensões ultrapassam a resistência à tração. O nível de tensão depende da intensidade de secagem e do grau de restrição.

Distinguem-se dois tipos de fissuração por secagem que é feita consoante o tipo e grau de restrição. Existe fissuração devido a restrições internas (autorrestringido) e fissuração devido a restrições externas [86].

2.6.4.1 Fissuração com Restrições Internas

A fissuração autorrestringida ocorre em qualquer material que seca ou arrefece não uniformemente por difusão de humidade ou calor. A autorrestricção causa fissuração dependendo das propriedades mecânicas e de transporte do material, do tamanho dos provetes, das taxas de secagem e arrefecimento, bem como dos diferentes tipos de restrição interna (i.e. armaduras, agregado, formação da estrutura sólida). As fissurações devido a restrições internas podem ser causadas por vários tipos de restrição.

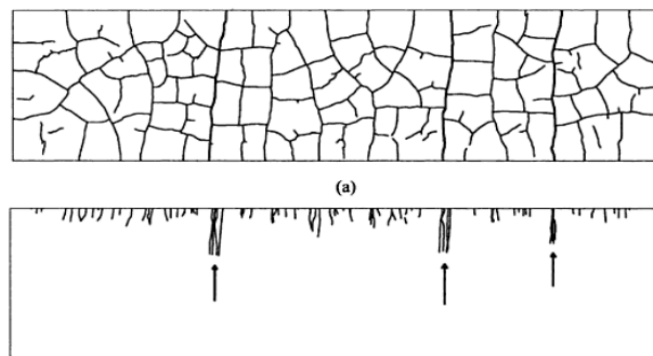


Figura 2.23 - Fissuração de autorrestricção de provetes 40x40x160 mm³ para uma secagem de 20%. Em cima representam-se padrões celulares na superfície e em baixo o corte transversal. Quanto maior a profundidade da fissuras, maior é o seu comprimento na superfície (adotado de [117])

I. A fissuração é causada por retração não uniforme, que se deve a gradientes de humidade que se desenvolvem durante a secagem. O gradiente de humidade é a diferença entre o máximo e o mínimo teor de água, a taxa de secagem aumenta com o aumento desse gradiente [105]. Geralmente o referido gradiente é maior numa fase inicial e depende da intensidade de secagem, o que justifica o desenvolvimento da maior parte das fissuras nessa fase [118] [119].

A autorrestricção conduz a tensões de tração próximos da superfície e tensões de compressão no interior do provete [104] [120]. Quando as tensões de tração próximos da

superfície atingem a resistência à tração do material, geram-se fissuras. Estas tensões residuais normalmente são paralelas à superfície e as fissuras abrem perpendicularmente à mesma, com um espaçamento inicial específico, Figura 2.23 (baixo) [105] [121] [117]. Na superfície de secagem as fissuras formam padrões celulares como se mostra na Figura 2.23 (cima) [117].

As dimensões das fissuras, profundidade, largura e comprimento, dependem do tamanho do provete e grau de secagem [104] [120]. Bisschop e Van Mier [117] observaram dois ou três tamanhos diferentes de fissuras devido a autorrestrrição num prisma de pasta de cimento com um grau de secagem de 20%, utilizando um microscópio de luz, Figura 2.23 (baixo). Estes tipos de fissuras denominam-se por primárias, secundárias e terciárias e formam-se quando ocorre o processo de secagem como descrito pelos modelos de retração por Bazant [104] e Granger *et al* [122]. Quanto maior a profundidade das fissuras no interior do material maior é a interação entre elas até atingir um ponto crítico, a partir do qual só uma em cada duas fissuras continua a crescer em profundidade, as outras ficam "blindadas" pelas fissuras na sua vizinhança [105]. Pequenas fissuras intermédias fecham na consequência da abertura de fissuras adjacentes mais profundas [123] [124].

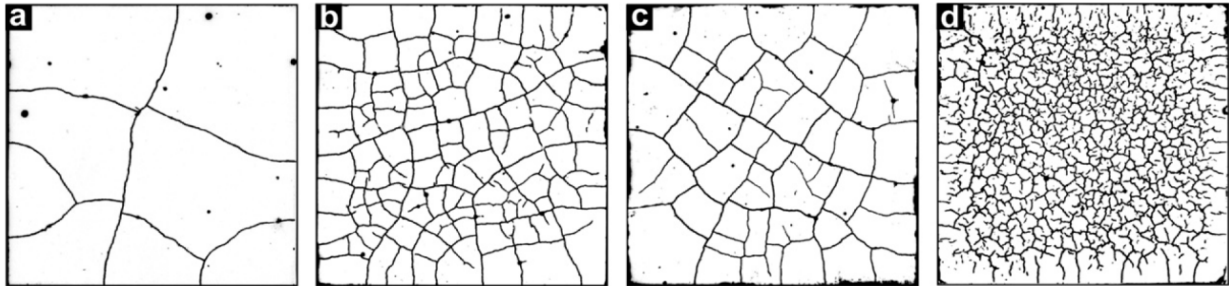


Figura 2.24 -Padrões de fissuração na superfície de provetes 3x3x1,5 cm cuja secagem ocorreu por baixo e por cima nas seguintes condições: a- 5h, RH 26% e 20 °C, b-5h, RH 26%, 20 °C e fluxo de ar, c-2 meses, RH 26% e 20 °C, d-5h, RH 25%, 20 °C, Pressão 590 Pa [105]

Jan Bisschop e Falk K. Wittel [105] mostraram que a secagem em baixas pressões (590 Pa) leva a uma maior densidade de fissuração do que secagem em pressão atmosférica, e que os ângulos entre as fissuras são na sua maioria de 120° na secagem em baixas pressões e de 90° e 180° na secagem em pressão atmosférica, Figura [125]. O coeficiente de difusão é inversamente proporcional à pressão ambiental [126]. No caso de pressões inferiores à atmosférica forma-se vácuo dentro dos poros, o que aumenta a taxa de transporte e evaporação no material, acelerando assim o processo de secagem [105].

Jan Bisschop e Falk K. Wittel [105] concluíram que a largura das fissuras em provetes secos em baixas pressões (590Pa), pode ter uma evolução variada em diferentes fissuras no mesmo provete. Algumas aumentam a espessura sucessivamente, outras atingem o seu máximo ao fim de 1h e depois decrescem e por último ainda há fissuras que diminuem sucessivamente a sua espessura, possivelmente devido à abertura de outras fissuras na vizinhança (Figura 2.25). Em provetes secos sujeitos a pressão atmosférica, a evolução das espessuras de fissura foi progressiva.

As fissuras induzidas pelas tensões de autorrestrrição têm espessuras geralmente pequenas (< 50 µm) e por isso são invisíveis a olho nu. Jan Bisschop [127] analisou provetes de diferentes

dimensões, 8x8x4; 16x16x4; 32x32x4; 64x64x4 cm, moldados numa cofragem de contraplacado e foram selados com coberturas de membranas de plástico e madeira.

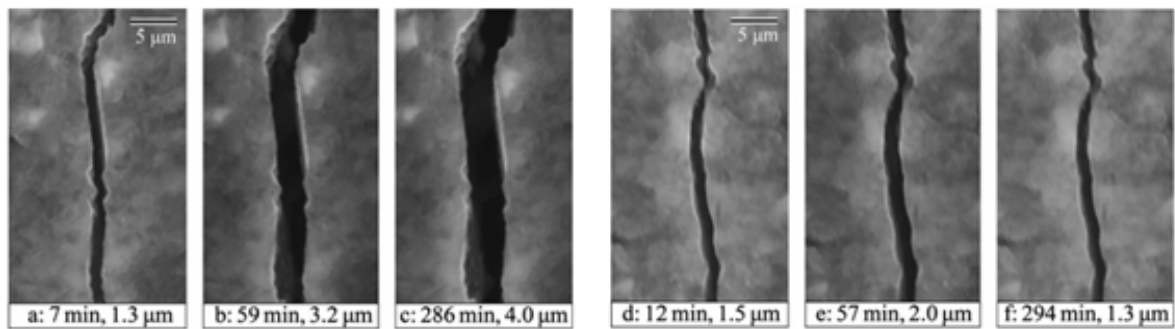


Figura 2.25 - Evolução da espessura de fissuras (a-c) e (d-f) num mesmo provete de 6mm. Adotado de [105]

Observou-se uma variação nos padrões de fissuração e na densidade das fissuras em provetes de diferentes dimensões. Os fragmentos mais pequenos observam-se junto aos cantos e bordos e os fragmentos maiores concentram-se no centro dos provetes maiores (32x32x4 e 64x64x4 cm). Nos provetes mais pequenos (4x4x4 e 8x8x4 cm) o padrão inverteu-se, os fragmentos maiores formaram-se junto aos bordos e os mais pequenos no centro. Em todos os provetes as fissuras junto aos bordos formaram-se de forma perpendicular aos mesmos. Em alguns casos as fissuras formam-se perpendicularmente (Figura 2.26) à diagonal do provete e em outros casos as fissuras formam-se radialmente (Figura 2.27). A densidade de fissuração diminui com o tamanho dos provetes e existe um gradiente de densidade de fissuração, que aumenta do centro para os cantos. Numa análise 3D verifica-se que as fissuras abrem perpendicularmente à superfície, e a sua profundidade aumenta com o tamanho do provete.

A menor densidade de fissuração no centro dos provetes pode explicar-se com tensões de compressão residuais, que se formaram devido a efeitos térmicos das reações exotérmicas de hidratação. As tensões residuais de compressão exigem maiores tensões de tração até atingir a f_{ctm} e a consequente fissuração. Uma explicação adicional poderá ser uma reduzida fricção entre o molde e o betão, durante a retração de arrefecimento as ligações do betão com o molde formam um reduzido grau de restrição. A orientação das fissuras, radialmente ou paralelamente à diagonal dos provetes provavelmente também está relacionada com as tensões residuais térmicas. A elevada densidade de fissuração nos cantos dos provetes maiores, pode ser explicada com tensões de tração residuais que equilibrem estaticamente as tensões de compressão residuais do centro destes provetes.

O grau de fissuração em provetes não confinados não depende apenas da maneira como os gradientes de humidade e contração se desenvolvem, também dependem da capacidade da resposta do provete aos gradientes por ondulação. A ondulação é uma encurvadura macroscópica de provetes secos por um só lado. Este fenómeno reduz as tensões induzidas pela secagem em comparação com provetes impedidos de ondular. A ondulação pode explicar porque abaixo de uma espessura mínima os provetes não fissuram, pois toda a energia de deformação é absorvida pela ondulação. Outra possibilidade será que a partir de uma determinada espessura de provetes os gradientes requeridos para causar fissuração, estendem-se sobre um comprimento que atinge a

profundidade do provete. Existe uma profundidade máxima específica de fissuração relativamente à espessura do provete não confinado [122] [127] [128] [129] [130].

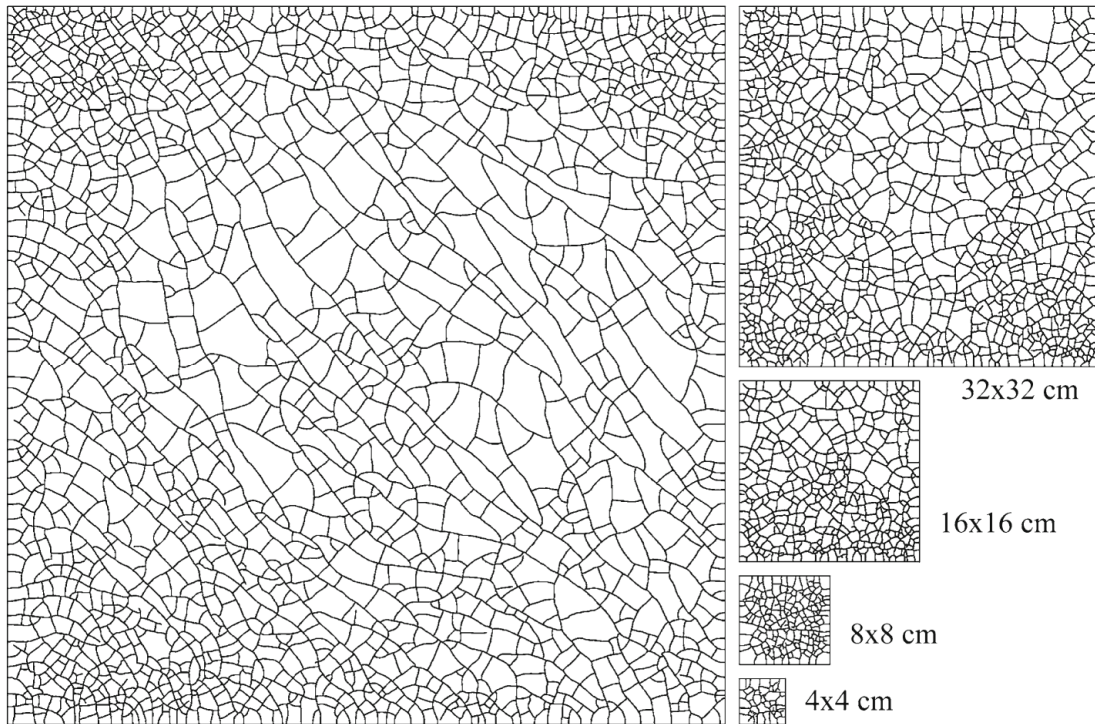


Figura 2.26 - Padrões de fissuração autorrestringida, fissuras paralelas à diagonal, em provetes de 4x4x4 a 64x64x4 cm, adotado de [127]

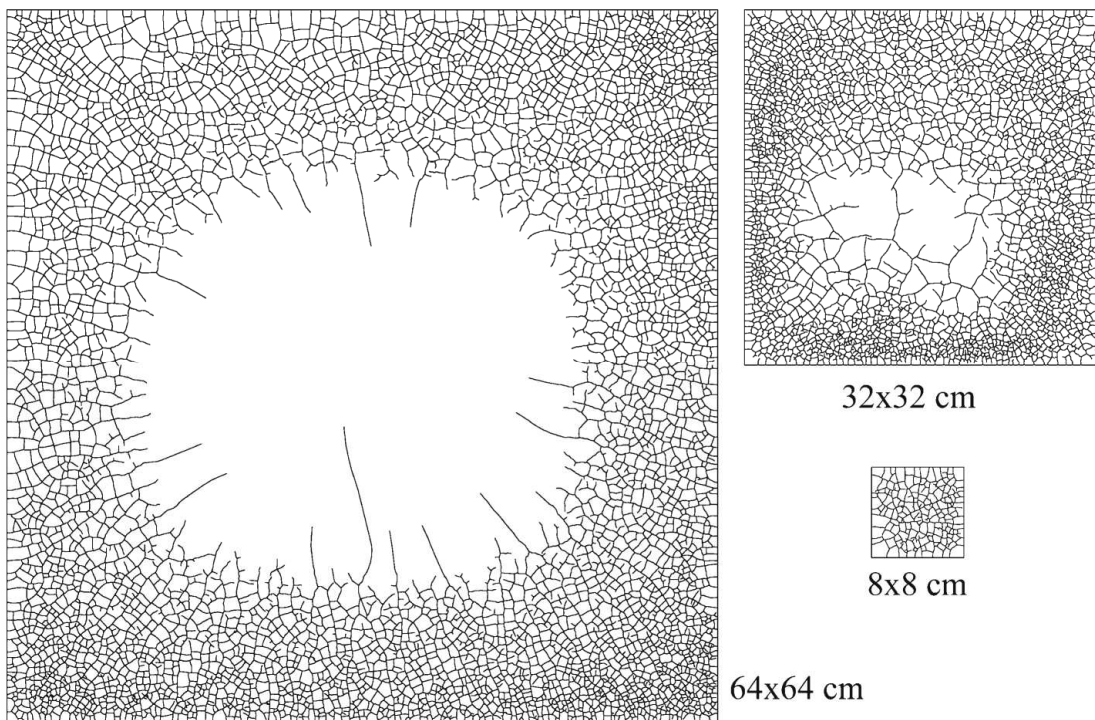


Figura 2.27 - Padrões de fissuração autorrestringida, fissuras radiais, em provetes de 8x8x4 a 64x64x4 cm, adotado de [127]

Para prevenir a fissuração por secagem autorrestringida é possível aplicar tensões de compressão durante a secagem [104] [127] [128]. Provetes muito finos até 3 mm de espessura podem ser secos evitando a fissuração até uma humidade relativa de 26% se forem secos de um só lado. É possível reduzir a fissuração reduzindo a taxa de secagem reduzindo o fluxo de ar sobre a superfície da amostra ou fazendo uma secagem passo a passo. De qualquer forma estes meios de reduzir a fissuração não são práticos, porque em amostras de maiores dimensões, os tempos de secagem podem atingir muitos meses, até anos [105].

II. O segundo tipo de restrições internas é causado pela presença de agregados rígidos. Quando as tensões de tração atingem a f_{ctm} do material, formam-se microfissuras na matriz da pasta, com uma orientação perpendicular ao perímetro do agregado [131]. Também se desenvolvem fissuras de ligação na pasta, ao longo da superfície dos agregados devido a forças de cisalhamento. De qualquer forma as fissuras de ligação geralmente estão fechadas e por isso invisíveis, devido a forças de compressão radiais causadas por este tipo de restrições [117] [131]. Bisschop e Van Mier [117] provaram que este tipo de fissuração ocorre em composições de base cimentícia com um teor de 35 % de agregado com granulometria regular com 6 mm.

III. O terceiro tipo de restrição interna é formado pelas armaduras. Ohno *et al* [97] provaram que a retração autogénea em betões de alta resistência não foi suficiente para causar fissuração, em restrições constituídas por armaduras Ø25. Provetes selados durante 1 e 3 dias posteriormente expostos a RH 60%, fissuraram após 10 e 19 dias respetivamente. Só alguns dos provetes selados durante 7 dias fissuraram. Quando as armaduras estão colocadas perpendicularmente à direção de retração também podem ser consideradas uma restrição externa que é claramente prejudicativa. No caso das armaduras estarem colocadas na direção de retração diminuem as extensões, aumentam a f_{ctm} e o tempo de fissuração macroscópicas, mas em contrapartida criam-se microfissuras perpendiculares à armadura e paralelas à armadura na ligação da interface armadura/ betão [132].

2.6.4.2 Fissuração com Restrições Externas

Este tipo de fissuração ocorre quando a retração por secagem é restringida externamente ou seja por estruturas envolventes. Por exemplo, lajes finas ou camadas de reparação fissuram devido a restrições induzidas pela ligação com o suporte [133]. Segundo Bisschop [127] a restrição induzida pelo suporte tem dois efeitos na fissuração da pasta de cimento. Em primeiro lugar um provete fixo ao seu suporte não consegue deformar (ondular) livremente mediante o desenvolvimento de gradientes de fissuração. Desta forma a fissuração autorrestringida é agravada pela restrição do suporte. Em segundo lugar quando a fronteira de fissuração se aproxima do suporte, o próprio suporte induz fissuração de secagem adicional, ou seja, formam-se fissuras que penetram até ao suporte. O espaçamento e a largura das fissuras dependem da fricção entre o suporte e o provete [134]. Em casos extremos todas as fissuras autorrestringidas propagam-se até ao suporte.

Fissuração de secagem restringida por um suporte forma padrões hierárquicos em provetes espessos. Os maiores fragmentos são limitados pelas maiores fissuras. Estes fragmentos subdividem-se em fragmentos mais pequenos com o decorrer da secagem [135]. As maiores

fissuras são extensões das pequenas, que se formam devido ao efeito restritivo da base (Figura 2.28).

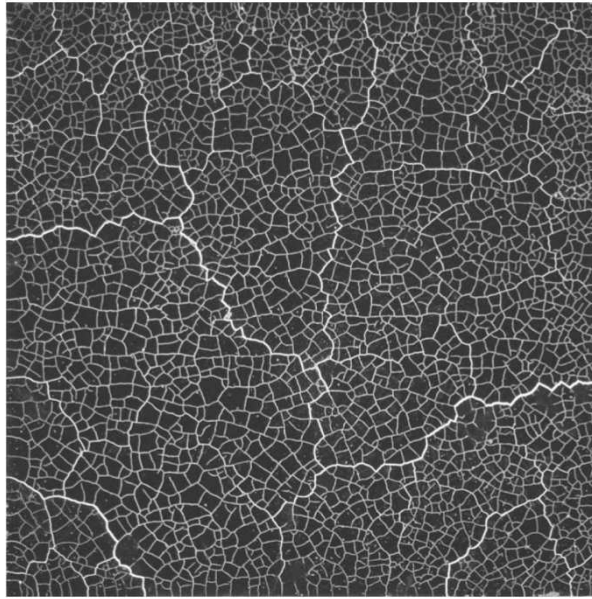


Figura 2.28 - Fissuração de secagem sobre um suporte de mármore rugosa (310x310x5,3mm) adotado de [127]

Betão sujeito a secagem nunca fissa, apenas devido a restrições externas, porque as autorrestrições estão sempre presentes. Estruturas de betão que estão restringidas externamente ou em ensaios de retração restringida ocorrem sempre devido a sobreposição dos efeitos das tensões de restrições externas e internas [84]. Bisschop [127] observou, num provete suportado por mármore rugoso, que ocorrem dois tipos de fissuras diferentes, fissuras grandes, que se estendem do topo até ao suporte de mármore e fissuras finas, com uma profundidade de penetração limitada (Figura 2.29). O tamanho médio dos fragmentos pequenos formados pelas fissuras finas superficiais é igual ao que foi obtido nos ensaios de autorrestricção, pelo que se pode concluir que as pequenas fissuras formaram-se devido a autorrestricção. As fissuras maiores, com rugosidade angular, formam fissuras de segunda ordem devido ao efeito da restrição na base. O tamanho destes fragmentos depende da tensão de ligação da pasta de cimento à base.

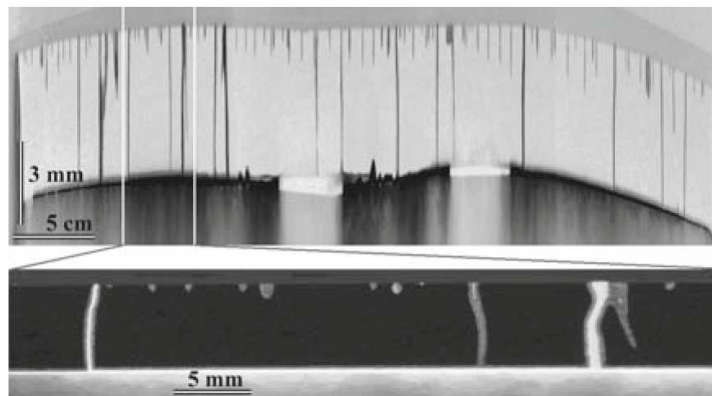


Figura 2.29 - Distinção entre fissuras externamente restringidas e autorrestringidas adotado de [84]

No ensaio de anel (subcapítulo 5.1), também é possível distinguir ambos os tipos de fissuração. Quando o betão no anel começa a secar, desenvolvem-se gradientes de humidade e retração sobre a secção transversal. Inicialmente as fissuras são finas, não visíveis a olho nu, controladas pela autorrestricção e a retração desenvolve-se desde a periferia até ao anel de aço restrigente. A partir do momento em que a retração atinge o anel restrigente interior, a restrição externa começa a contribuir para o desenvolvimento de tensões de tração sobre a secção transversal. Quanto maior o provete utilizado maior será o tempo necessário para que o efeito das restrições externas se faça notar. A razão para esta demora deve-se ao maior tempo para que o betão junto ao anel interior comece a contrair [84]. Isto também explica o maior tempo até que as fissuras atravessem toda a secção transversal no trabalho experimental de Weiss e Shah [133].

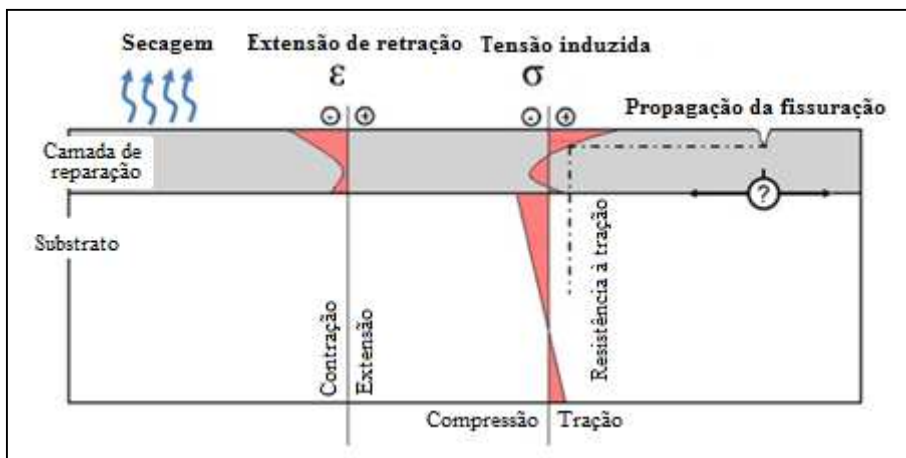


Figura 2.30 - Fissuração em camadas de reparação, adotado de [136]

Na reabilitação de edifícios utilizam-se camadas finas de reparação quando o betão está apenas superficialmente afetado de patologia. A camada de betão deteriorado é removido e uma camada de betão de reparação é aplicada sobre o betão antigo. A retração de secagem é impedida pelo substrato que normalmente está em equilíbrio de humidade com o ambiente e gera-se um gradiente de humidade na camada de reparação. Como já foi referido, geram-se tensões de tração e quando estas excedem a f_{ctm} , a camada de reparação começa a fissurar. Quando as fissuras atingem a interface, a camada de reparação pode descolar ou as fissuras podem propagar para o interior do substrato (Figura 2.30) [137].

Para diminuir ou mitigar fissuração de retração por secagem podem utilizar-se agregados com baixo módulo de elasticidade; fibras; promover cura prolongada; utilizar adições expansivas e redutores de retração [5].

2.7 FLUÊNCIA E RELAXAÇÃO

A fluência é definida como a extensão total em provetes carregados menos a extensão elástica e retração medida num provete não carregado. A fluência ocorre em provetes ou betões sujeitos a carregamentos prolongados. Este tipo de deformação ocorre em metais a elevadas temperaturas, mas em betões ocorre em temperatura ambiente, pelo que há preocupação relativamente a este fenómeno em termos práticos [139].

A fluência normalmente é medida pelas variações de comprimento e expressa pelas extensões correspondentes, $\Delta L/L_0$, ou pelas extensões por unidade de tensão [139]. Na literatura a fluência geralmente é dividida em dois tipos: fluência básica e fluência de secagem (Figura 2.31). A fluência básica é definida como fluência em condições de equilíbrio de humidade com o exterior, ou seja, em condições seladas [138]. A fluência de secagem, ou ainda designada como efeito de Pickett [140], é a fluência adicional que surge quando o betão está sujeito a secagem, enquanto está a ser carregado. Desta forma, a fluência total corresponde à soma da fluência básica e da fluência de secagem, mas na maioria das aplicações em Engenharia esta distinção nem sempre é feita.

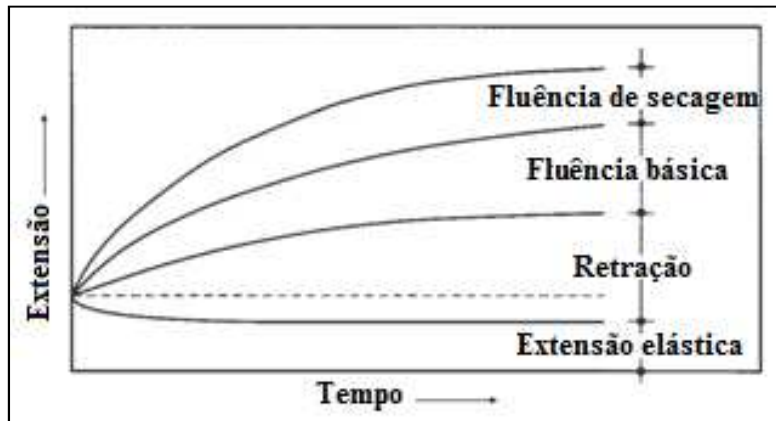


Figura 2.31 - Descrição esquemática da fluência básica e de secagem, adotado de [139]

Quando o betão é carregado ocorre uma deformação instantânea que geralmente é elástica, ou seja, recupera completamente ao descarregar o betão. Quando a carga é contínua, a deformação aumenta com uma taxa gradualmente decrescente, e atinge uma deformação três vezes superior à deformação elástica. A fluência não é completamente reversível, quando se descarrega o betão a extensão induzida começa imediatamente a reduzir devido à recuperação elástica. Seguidamente ocorre um decréscimo gradual da extensão que é conhecida como "recuperação de fluência" [139]. A extensão residual é a "fluência irreversível" (Figura 2.32).

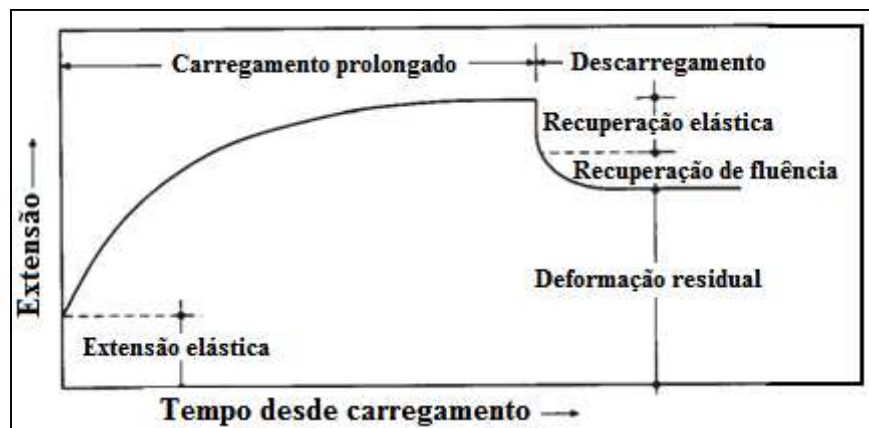


Figura 2.32 - Descrição esquemática da recuperação de fluência em condições de equilíbrio de humidade com o exterior, adotado de [139]

2.7.1 Mecanismos de Fluência Básica

Várias teorias foram propostas ao longo dos anos para explicar como a fluência ocorre. Pensa-se que são vários os mecanismos responsáveis pela fluência. Neville *et al* [141] referiram o fluxo viscoso, fluxo plástico e a expulsão da água de gel. Lange *et al* [142] descobriram que os mecanismos de fluência estão associados a pasta de cimento hidratado e podem ser considerados uma propriedade do material.

- I. O fluxo plástico [138] ou redistribuição de tensões [139] é um processo semelhante à consolidação dos solos. Quando se aplica uma carga externa, esta distribui-se pelas fases líquida e sólida. Se a carga for prolongada no tempo, a água comprimida difunde-se das zonas de alta pressão para as zonas de baixa pressão e conseqüentemente ocorre uma transferência da carga da água para a estrutura sólida. E por isso a tensão na estrutura sólida gradualmente aumenta, o que causa uma diminuição do volume, ou seja, fluência [143] [144]. Assim, espera-se uma menor fluência para betões com maior E_o , o que ocorre em betões de alta resistência. Da mesma forma, uma maior fluência é esperada para um maior teor de humidade, porque quanto maior for o teor de humidade, maior será a carga inicialmente suportada pela água e mais tarde transferida para a estrutura sólida;
- II. O fluxo viscoso ou movimento da água intersticial [139] sugere que a fluência ocorre na pasta de cimento hidratada que, ao ser carregada, começa a fluir [138]. A saída de água intersticial da estrutura laminada das partículas de gel, devido à carga externa, reduz o espaçamento entre as camadas e assim, um decréscimo do volume, ou seja, causa fluência [145]. Quando se descarrega o provete alguma água entra novamente na estrutura, o que aumenta o espaçamento entre as camadas, recuperando parcialmente a fluência. Descobriu-se mais tarde que este mecanismo apesar de ocorrer, não é o mecanismo dominante, responsável pela fluência [146];
- III. A pressão de expansão [139] postula que sob carregamento externo, alguma da água entre as partículas de gel adjacentes (água de adsorção impedida), é expulsa para dentro dos poros maiores (água de adsorção permitida) devido a um processo de difusão dependente do tempo. Conseqüentemente a pressão de expansão diminui gradualmente, o espaçamento entre as partículas de gel é reduzido e assim o volume da pasta diminui, ocorrendo fluência. Quando a pasta é descarregada, a pressão na água é aliviada e um processo inverso ocorre. Isto significa que a água difunde gradualmente das áreas de água livre para as áreas de água de adsorção impedida e a pressão de expansão gradualmente aumenta para um nível determinado pela humidade relativa. O aumento resultante da pressão de expansão causa um aumento de volume e a fluência recupera [139].

2.7.2 Mecanismos de Fluência por Secagem

Como referido anteriormente, quando um provete de betão está sujeito a secagem e simultaneamente a uma carga prolongada, a deformação é superior à deformação da soma de ambos os fenómenos. A deformação excessiva é chamada fluência de secagem ou efeito de

Pickett. L'Hermite [147] sugeriu uma relação linear entre a fluência e a retração. A relação entre a fluência total e a retração simultânea pode ser descrita pela seguinte expressão:

$$\varepsilon_{cct} = \varepsilon_{ccb}(1 + k\varepsilon_{cs}) \quad (\text{Eq. 2.8})$$

Em que ε_{ccb} é a fluência básica, ε_{cs} é a retração simultânea e k é uma constante que depende das propriedades do betão [148].

Segundo Gamble e Parrot [149] a fluência de secagem depende da fluência básica e da retração livre e desenvolveram fórmulas empíricas para relacionar os efeitos. Bazant e Osman [150] propuseram um modelo para estimar a fluência total, que inclui uma fórmula empírica de fluência de secagem em função da retração por secagem e das propriedades da composição. Pode concluir-se que a fluência depende da retração livre e da fluência básica de uma forma complexa. Na literatura surgem vários modelos para explicar a deformação adicional dos provetes em condições de secagem. A microfissuração, o processo de secagem e a retração induzida pela tensão:

- I. A microfissuração propõe que a deformação total não depende do estado de tensão interno e do carregamento externo separadamente, existe interação entre ambos, que se materializam em tensões induzidas pela retração e a respetiva fissuração [120] [151]. A microfissuração foi sugerida por vários modelos para explicar o efeito de Pickett [140] [120]. Quando se gera uma distribuição não uniforme da humidade num provete que está a secar, ocorre fissuração superficial. Assim, a camada superficial está tracionada enquanto o núcleo está comprimido e a camada superficial fissa quando a tensão de tração ultrapassa a resistência à tração. Como o comportamento do material não é elástico e a fluência do betão sob tensão não é completamente reversível, as microfissuras não conseguem fechar completamente quando se atinge o equilíbrio de humidade. Desta forma a retração medida de um provete não restringido é sempre mais pequena que a real. Se a secção transversal de um provete estiver totalmente a compressão, em condições de secagem, não ocorre microfissuração, pelo que, retração medida é igual à real. Assim ocorre uma maior retração em provetes comprimidos do que em provetes de retração livre, esta retração adicional é interpretada, erradamente, como fluência [138]. Wittman e Roelfstra [120] registaram uma retração mais elevada em provetes sujeitos a compressão do que em provetes de retração livre. O aumento da retração é proporcional à tensão de compressão induzida e à minimização na microfissuração obtida. Estes resultados levam Wittman a sugerir que a microfissuração explica toda a deformação excessiva durante a secagem. No caso de fluência de tração, a retração diminui em relação à retração livre e a possível microfissuração intensifica [152];
- II. O segundo mecanismo, suportado por trabalhos experimentais, sugere que a deformação excessiva se deve às propriedades do material e que a taxa de fluência aumenta com o processo de secagem. Durante a secagem existem dois tipos de difusão de humidade: a difusão-macro e a microdifusão. A difusão-macro consiste no transporte de água através dos poros de grandes dimensões, esta não tem efeito relevante na deformação. A microdifusão transporta água localmente pelos poros capilares (macroporos) e pelos

poros de gel (microporos). O movimento de água através dos poros de gel promove a ruptura de ligações, o que afeta a taxa de deformação da estrutura de gel de cimento e assim, intensifica a fluência [153];

- III. O terceiro mecanismo propõe que a retração seja alterada pelo carregamento. A retração aumenta com a compressão (observado por Wittman e Roelfstra [120]) e diminui com a tensão de tração (provado por Wittman [151]). Bazant e Xi [154] avaliaram o comportamento de vigas sujeitas ao mesmo momento fletor, mas a forças de tração diferentes e concluíram que a retração aumenta continuamente enquanto que a microfissuração primeiro aumenta e depois diminui. Altoubat e Lange [155] [156] verificaram que em provetes sujeitos a tração ocorreu uma elevada microfissuração em betão normal, mas em betão com fibras não ocorreu fissuração. Contudo, a retração induzida pela tensão aumentou continuamente e teve a mesma magnitude em betão normal como em betão com fibras para uma mesma razão A/C.

2.7.3 Fatores que Influenciam a Fluência

Como a fluência é afetada pela secagem, os fatores que influenciam a secagem também influenciam a fluência. Pensa-se que a fluência diminui com a humidade relativa e aumenta com a temperatura e velocidade do vento [139]. O gráfico da Figura 2.33 (esquerda) demonstra que, quanto maior a secagem, ou seja, quanto menor a humidade relativa maior é a fluência.

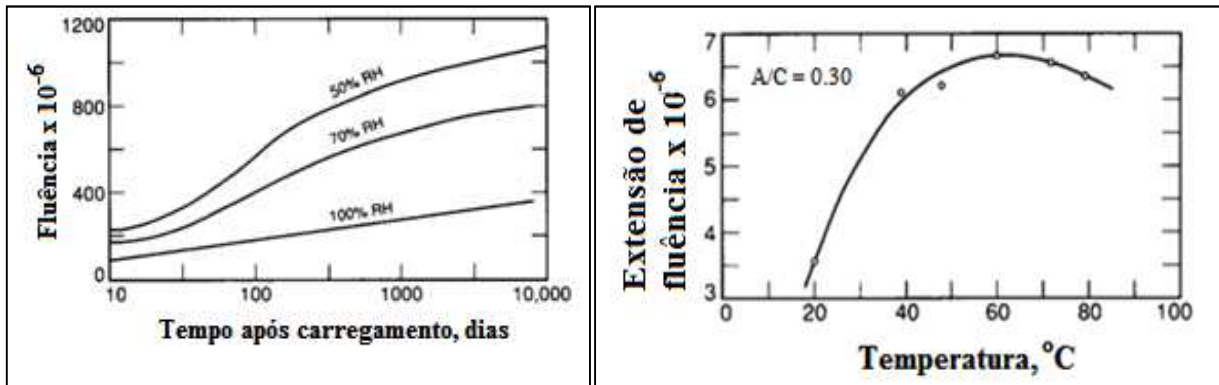


Figura 2.33 - Influência da humidade relativa na fluência, (esquerda) [157] e da temperatura (direita)[161]

A temperatura também afeta a taxa de secagem e consequentemente a retração, para além disso diminui a viscosidade da água, o que facilita o fluxo da mesma nos poros, desta forma espera-se que a fluência aumente com a temperatura [139]. Na conferência de RILEM [158] vários autores apresentaram resultados acerca do comportamento viscoelástico dos betões nas primeiras idades. Por exemplo, Umehara e Uehara [159] demonstraram que a fluência aumenta com a temperatura. O gráfico da Figura 2.33 (direita) mostra que a fluência aumenta com a temperatura até aproximadamente 60°, mas após os 70° observa-se um processo inverso [160]. Isto pode ser explicado com a viscosidade que diminui com a temperatura e por outro lado a rigidez aumenta com a temperatura ao acelerar os processos de hidratação e assim o desenvolvimento das propriedades mecânicas, consequentemente a fluência diminui. Pode concluir-se que para temperaturas baixas o efeito da mais baixa viscosidade é predominante, a

fluência aumenta e a partir de uma dada temperatura predomina o efeito da maior rigidez e a fluência diminui.

Alguns autores estudaram o efeito do grau de hidratação na fluência e mostraram que a fluência básica nas primeiras idades está fortemente relacionada com o grau de hidratação e o desenvolvimento da microestrutura. DeShutter [162] e mais tarde DeShutter e Taerwe [163], desenvolveram um modelo de Kelvin para descrever as propriedades dos materiais em função do grau de hidratação.

Vários autores referem uma influência da idade de carregamento na fluência. Mitchell *et al* [51] descobriram que existe sensibilidade à idade de carregamento, tanto para betões normais como para betões de alta resistência. Westman [164] estudou betões normais com uma relação A/C de 0.4 e betões de alta resistência com uma razão A/C de 0.3 com sílica de fumo, desde 13 h até 7 dias. Ele observou uma elevada fluência nas primeiras idades em betões de alta resistência e após as 48h não observou alterações em nenhum dos betões. Nas primeiras idades quando o material está na fase de transição de um material fluido para um material sólido, as taxas de fluência são elevadas [138].

2.7.4 Relaxação

A relaxação de tensões é um dos maiores fatores que provocam um alívio das tensões de tração. Neste sentido a fluência é um fator benéfico na análise de tensões e tem um papel fundamental na avaliação do risco de fissuração na idade precoce [165]. Em termos práticos, todas as estruturas estão restringidas internamente pela própria estrutura ou externamente por elementos adjacentes. Durante a deformação do betão, estas restrições induzem tensões antes de se aplicar qualquer carga externa e assim os elementos de betão geralmente são primeiro sujeitos à fluência de compressão (tipicamente na fase de expansão térmica, 24h) e de seguida à fluência de retração [165]. Estas tensões iniciais só oferecem risco numa fase inicial quando são formadas, pois são reduzidas rápida e acentuadamente pela fluência [166]. Este risco pode ser evitado aplicando uma cura adequada para evitar a secagem rápida, de modo a que as tensões de tração não ultrapassem a f_{ctm} e assim não ocorra fissuração [167]. A fluência pode alterar as tensões internas de duas maneiras diferentes:

- I. Reduzindo as tensões existentes [168], processo que ocorre de forma proporcional à fluência. Inicialmente a fluência é elevada e a relaxação também o é, mas à medida que o tempo avança a fluência vai diminuindo e as propriedades de relaxação também. Assim, numa fase inicial, o alívio causado nas tensões de tração pela fluência é elevado e o risco de fissuração é reduzido e com o decorrer do tempo, o alívio das tensões de tração diminui e a sensibilidade à fissuração aumenta [165]. Morimoto e Koyanagi [169] descobriram que a idade de carregamento e o estado de tensão inicial influenciam a capacidade e tempo de relaxamento. Os dados experimentais também demonstram que a relaxação das tensões de tração é inferior e termina mais cedo que a relaxação das tensões de compressão;
- II. Criação de novas tensões, quando materiais com diferentes características interagem numa dada seção transversal [168]. No caso do betão armado (betão + armadura), ocorre

uma transferência sucessiva das tensões do betão para as amaduras, o que pode causar deformação. Kataoka e Bittencourt [166] concluíram que a deformação diminui com a taxa de armadura e confirmaram a linearidade das tensões e deformações. Em pilares armados sujeitos a compressão durante as primeiras idades não foram verificadas quaisquer fissuras, pelo que se pode concluir que o efeito da transferência de tensões diminui a sensibilidade à fissuração.

Atrusi *et al* [170] mediram a diferença entre a tensão elástica e a tensão medida em condições restringidas, para avaliar a fluência e a respetiva relaxação das tensões. Eles concluíram que em betões de alta resistência com sílica de fumo, a fluência contribuí para um relaxamento de tensão de 40 a 50%. Desta forma pode concluir-se que o comportamento da fluência tem uma importância maior para estimar a possibilidade de fissuração devido à retração e as deformações térmicas na idade precoce.

3 PROPRIEDADES MECÂNICAS

As propriedades mecânicas como a resistência, o E_o , o coeficiente de Poisson e a energia de fratura dependem do desenvolvimento microestrutural do betão [171] [172] [173] [174]. Por sua vez as características da microestrutura dependem da composição do betão, como discutido no presente capítulo e dependem das condições de cura do betão, como explicado no capítulo 2.

3.1 RESISTÊNCIA MECÂNICA

A resistência mecânica é um assunto muito estudado na literatura, em termos de dependência do tipo e conteúdo do ligante; adjuvantes; condições e tempo de cura; geometria dos elementos de betão; grau de hidratação, etc [3] [174] [175]. Como o betão é um material composto heterogêneo, a sua resistência depende da resistência da pasta de cimento endurecida, do agregado e da ligação pasta-agregado. A resistência mecânica da pasta de cimento depende principalmente da porosidade e pode ser descrita pela seguinte equação:

$$\alpha = \alpha_0 e^{-\beta p} \quad (\text{Eq. 3.1})$$

Em que α é a resistência mecânica, α_0 é a resistência quando a porosidade é nula, p é a porosidade e β é uma constante que depende do tipo de cimento [176]. A dependência da porosidade do grau de hidratação foi estudada por [73] [174] [177] [178] [179] [180] [181] [182] [183]. Um modelo da f_{cm} em função do grau de hidratação é mostrado através da Figura 3.1 [184]. Um modelo similar pode ser obtido para a f_{ctm} com curvas menos lineares. Os resultados de vários modelos teóricos para resistências mostram que as f_{ctm} desenvolvem-se mais rapidamente que as f_{cm} [72] [185] [186]. Por outro lado, trabalhos experimentais realizados por Weigler e Karl [75] mostraram que nos primeiros 2 dias as resistências à tração e compressão se desenvolveram de igual forma.

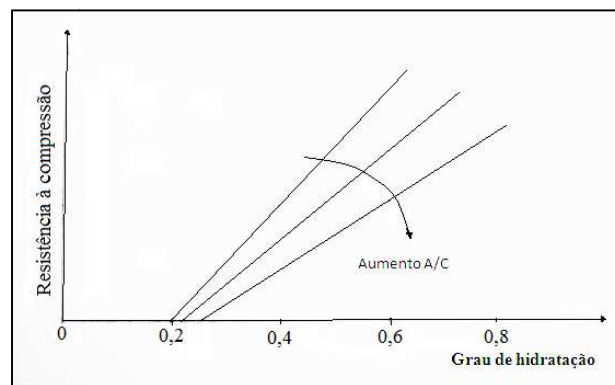


Figura 3.1- Tensão de compressão em função do grau de hidratação (adotado de [73])

A resistência da ligação pasta-agregado depende da rugosidade da superfície do agregado, da razão A/C e de reações químicas entre o agregado e a pasta de cimento. Betão com agregado normal tem uma maior resistência que com agregado leve. O betão com agregado leve

fratura pelo agregado e não pela pasta de cimento, pois a ultima é menos resistente. Este assunto vai ser retomado no subcapítulo 4.3.1.

3.1.1 Fatores que Influenciam a Resistência Mecânica

A taxa de hidratação aumenta com a temperatura e desta forma expressa-se o desenvolvimento das resistências mecânicas numa função de tempo-temperatura, em que a história de temperatura é traduzida numa temperatura equivalente. Este conceito assume que a resistência final não depende da temperatura, o que em termos práticos não é verdade. Uma maior temperatura desenvolve ligações entre partículas mais fracas, o que prejudica as resistências [31].

3.2 MÓDULO DE ELASTICIDADE

O módulo de elasticidade ou de Young é um parâmetro mecânico que proporciona uma medida da rigidez de um material. O E_0 desenvolve-se mais rapidamente que a f_{ctm} [73] [187], atingindo 60 e 90% do seu valor final (medido aos 28 dias) entre 1 e 3 dias [187]. As diferentes taxas de desenvolvimento do E_0 e f_{ctm} proporcionam uma elevada sensibilidade a fissuração. De forma semelhante às resistências mecânicas, o desenvolvimento do E_0 também depende do grau de hidratação (Figura 3.2 [174]). Deste modo é possível correlacionar o desenvolvimento da rigidez com o desenvolvimento das resistências [178] [188] [189].

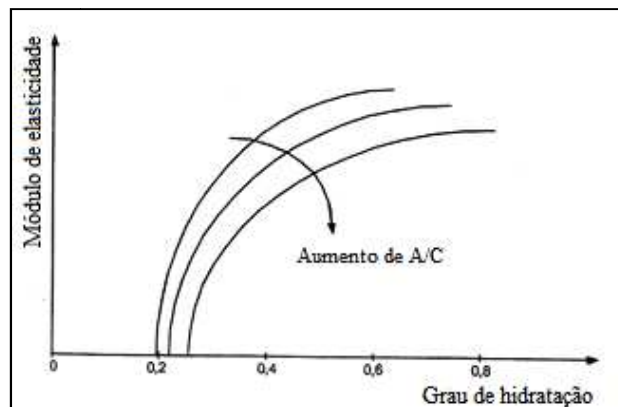


Figura 3.2 - Módulo de elasticidade em função do grau de hidratação, adotado de [184]

3.2.1 Fatores que Influenciam o Módulo de Elasticidade

O E_0 é influenciado pelo tipo e teor de agregado (*vide* 4.3.1), sendo tanto maior quanto maior a rigidez do agregado utilizado. De um modo geral assume-se que o agregado é mais rígido que a pasta de cimento, logo o E_0 diminui com o teor de pasta, o que se demonstra em [190]. Desta forma espera-se que o E_0 seja mais baixo em betões autocompactáveis do que em convencionais e ainda será mais reduzido em argamassas, assunto que ainda vai ter relevância no trabalho experimental.

A temperatura acelera as reações de hidratação e deste modo também acelera o desenvolvimento da rigidez microestrutural. Por outro lado, a temperatura altera as propriedades

viscosas do betão, o que faz aumentar a fluência (*vide* 2.7.3) e desta forma será de esperar que o módulo de elasticidade efetivo, E'_0 , (*vide* 5.1.3) diminua com o aumento da temperatura (até 60°C).

3.3 COEFICIENTE DE POISSON

O coeficiente de Poisson, μ , mede a deformação transversal em relação à direção longitudinal de aplicação da carga de um material. Na literatura, a evolução do coeficiente de Poisson nem sempre é considerado, mas resultados experimentais mostram que o mesmo não é constante durante o endurecimento [73]. Numa fase inicial Planck [191] mostrou que existe uma diminuição do valor μ de 0.4 para 0.2 durante as primeiras 6 horas. Outros autores confirmaram a mesma tendência. Byfors relacionou a evolução do μ com a f_{cm} e verificou uma descida de 0.48 para 0.13 para valores de f_{cm} até aproximadamente 1 N/mm² e uma subida de 0.13 para 0.28 para valores de f_{cm} entre 2 e 50 N/mm² [178] [191]. Este ensaio foi feito com várias composições de betão entre 3-4 horas até 28 dias (Figura 3.3).

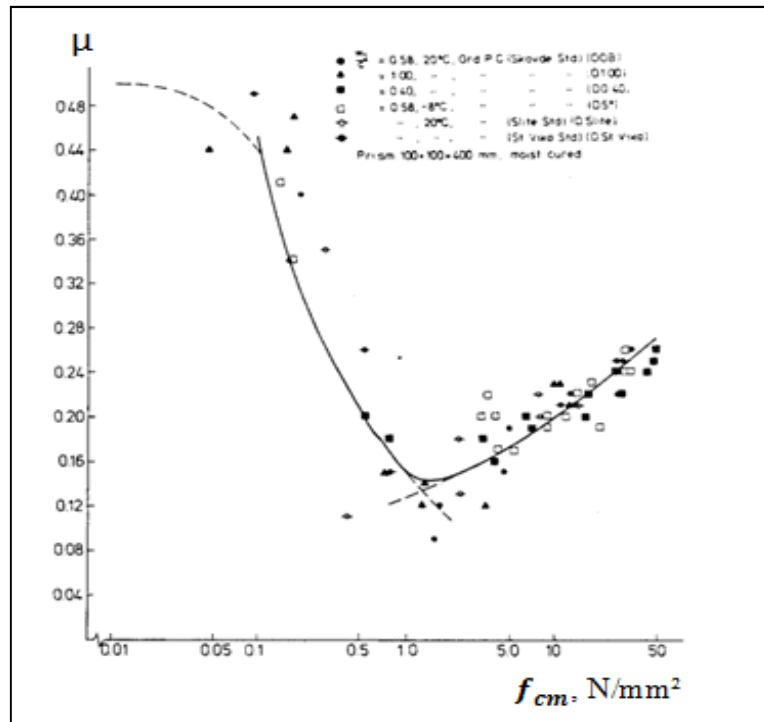


Figura 3.3 - Relação do coeficiente de Poisson com a resistência a compressão, adotado de [191]

Günzler [15] e Oluokun *et al* [189] não verificaram nenhuma evolução do μ ao longo do tempo e Truman *et al* [192] assumem que μ é constante ao longo da hidratação. Para betão fresco aceita-se que o μ seja 0.5 porque neste caso a deformação ocorre sem variações volumétricas. De Shutter [73] propôs um modelo baseado no grau de hidratação durante o endurecimento do betão, que pode ser expresso pela seguinte equação:

$$\mu(g) = 0.18 \sin\left(\frac{\pi}{2}g\right) + 0.5e^{-10g} \quad (\text{Eq. 3.2})$$

Em que g é o grau de hidratação.

3.4 ENERGIA DE FRATURA

A energia de fratura, G_f , é um parâmetro do material [193], definido como a energia necessária para quebrar completamente uma unidade de área [194]. Brameshuber e Hilsdorf [195] concluíram que o desenvolvimento ao longo do tempo da G_f é semelhante ao desenvolvimento da f_{ctm} por flexão. Através dos resultados obtidos por estes autores, deduziu-se uma expressão em função do tempo $G_f(t)$, que foi utilizada por Borst e Van den Boogaard [193] para uma modelação de deformação-fissuração de betão na idade precoce, em elementos finitos. A energia de fracturação pode ser expressa pela seguinte equação [188]:

$$G_f = \frac{K_{If}^2}{E_o} \quad (\text{Eq. 3.3})$$

Em que K_{If} é o fator de intensidade de tensão crítica ou resistência à fissuração de betão na fase de endurecimento. K_{If} traduz a resistência que um material fissurado oferece à propagação de fissuras. Zollinger *et al* [196] concluíram que K_{If} aumenta com a idade do betão. Ensaaios em betão realizados entre a idade de 0,5 e 28 dias mostraram que betão de idade precoce é mais frágil do que betão endurecido. Observaram-se resultados contraditórios em [194] [196], a G_f e K_{If} diminuíram com o tempo. Gettu *et al* indicam que esta diminuição se deve a um aumento da resistência da pasta de cimento e um fortalecimento das interfaces pasta-agregado, o que leva a uma maior rotura pelo agregado. Desta forma a propagação de fissuras não procura caminhos preferenciais através de zonas fracas na estrutura do betão, o que causa uma menor tortuosidade de fissuração e uma menor proteção à mesma [197].

De Shutter e Taerwe [194] descreveram a energia de fraturação em função do grau de hidratação:

$$\frac{G_f(g)}{G_f(g=1)} = \left(\frac{g - g_0}{1 - g_0} \right)^\varphi \quad (\text{Eq. 3.4})$$

Em que g é o grau de hidratação e φ é um parâmetro. Para um determinado grau de hidratação, g_0 , não se desenvolve f_{ctm} [73] e conseqüentemente também não desenvolve energia de faturação.

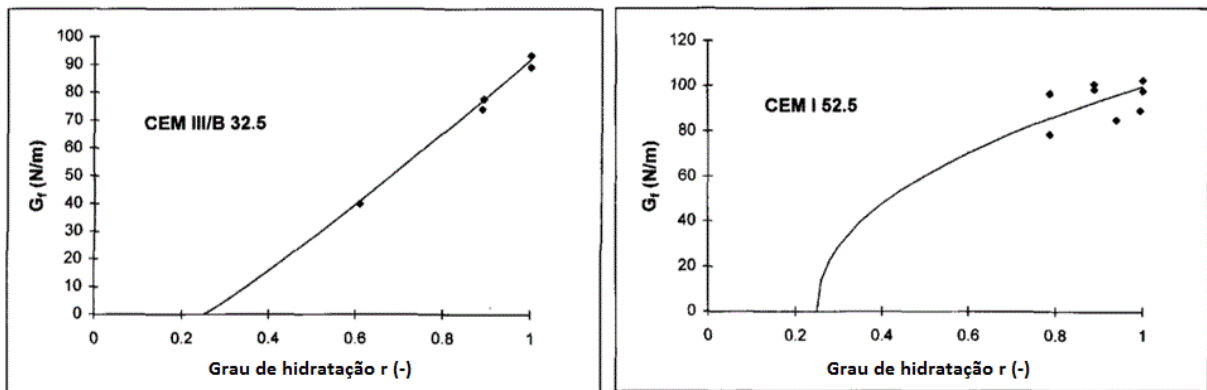


Figura 3.4 - Desenvolvimento da energia de fracturação em função do grau de hidratação para cimento de escória de alto forno, CEM III/B 32.5 (esquerda) e para cimento Portland CEM I 52.5 (direita), adotado de [194]

Em [73], (Figura 3.4) conclui-se que o desenvolvimento de G_f em relação f_{ctm} é semelhante para cimentos Portland mas inferior em cimentos de escória de alto forno. De Shutter e Taerwe confirmam os resultados de Zollinger *et al* [196], em que o K_{If} se desenvolve mais rapidamente que a f_{cm} . Isto é compatível com o mais rápido desenvolvimento da tensão de tração, em relação à compressão [175] e à proporcionalidade linear entre a f_{ctm} e αK_{If} [198] [199].

3.5 COMPRIMENTO CARATERÍSTICO

O comprimento caraterístico, l_{ch} , mede a fragilidade do material para um provete com o mesmo tamanho e a mesma forma, um menor l_{ch} indica uma maior fragilidade [200]. Este parâmetro é definido pela seguinte equação:

$$l_{ch} = \frac{G_f E_o}{f_{ctm}^2} \quad (\text{Eq. 3.5})$$

Um menor l_{ch} diminui a capacidade de transferir tensões [201]. O valor de l_{ch} diminui durante o endurecimento [195] [194] [196]. Gutsch [202] apresentou uma relação linear entre l_{ch} e α (Figura 3.5).

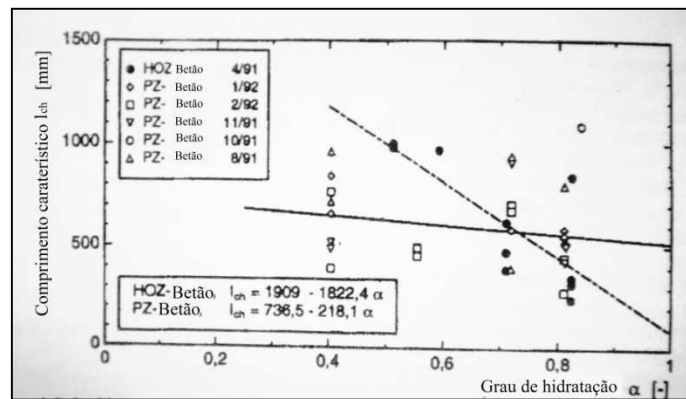


Figura 3.5 - Comprimento caraterístico em função do grau de hidratação, adotado de [195]

O l_{ch} varia principalmente com o tipo de cimento utilizado, o que se deve às reações químicas do cimento no betão [201]. Bramshuber [201] definiu o l_{ch} de forma diferente, substituiu f_{ctm}^2 por f_f^2 em que a última é o módulo de rotura. Para esta definição o valor de l_{ch} decresce até atingir um mínimo logo após o fim da fase de expansão, posteriormente a curva sobe novamente.

4 COMPOSIÇÃO DO BETÃO

As propriedades dos constituintes do betão têm uma forte influência no comportamento do mesmo relativamente à variação dimensional, fissuração e desenvolvimento das propriedades mecânicas. No trabalho experimental adotou-se uma composição igual à utilizada no trabalho de doutoramento do Dr. Miguel Oliveira [5], orientador da presente tese de mestrado, com exceção do superplastificante que já não estava disponível no mercado e do retardador de presa. Justifica-se esta adoção com o motivo de dar continuidade ao referido trabalho e para reduzir o volume de trabalho da presente dissertação, com tempo e espaço limitado. Desta forma convida-se o leitor a consultar a tese do Dr. Miguel Oliveira, se pretender informação mais detalhada acerca dos materiais constituintes. No presente capítulo explica-se a influência dos materiais utilizados no comportamento do betão. Ainda são referidos outros materiais não utilizados no trabalho experimental que se consideram importantes.

4.1 BETÃO AUTOCOMPACTÁVEL

O betão autocompactável, BAC, tem propriedades melhoradas de fluidez, o que lhe permite preencher todos os espaços no interior da cofragem, envolver as armaduras, libertar o ar sem fornecer energia de compactação [5] e possui uma boa resistência à segregação [203]. Para satisfazer estes requisitos, os BAC diferem dos betões correntes nas seguintes características [204]:

- I. Menor teor em agregado;
- II. Baixa razão água-fino;
- III. Elevado teor em finos;
- IV. Elevado teor de superplastificante.

Uma menor quantidade de agregado melhora a capacidade de passagem e obriga a um aumento da quantidade de finos. A utilização de superplastificantes em vez de elevadas quantidades de água, atribuem uma elevada fluidez sem ocorrência de segregação [5] e sem reduzir a compacidade da microestrutura do betão e as consequentes propriedades mecânicas.

Em BAC com uma baixa razão A/C, o reduzido teor em agregado melhora as resistências mecânicas pois reduz as zonas de ligação pasta-agregado, que constituem uma zona frágil. Em BAC, com uma maior razão A/C ($\geq 0,5$), a reduzida quantidade de agregado faz diminuir a resistência mecânica, pois o agregado tem uma resistência superior em relação à pasta que é relativamente porosa [190]. O E_0 em BAC é mais baixo que em betões convencionais, como foi referido em 3.2.1. Não se verifica uma influência significativa da percentagem de pasta nas propriedades de fraturação G_f e K_{If} [190]. Os BAC pertencem aos betões propícios de contrair [5] pois a retração aumenta com o volume de pasta [190] [205]. Por um lado a maior quantidade de finos confere uma menor microestrutura, o que gera maiores tensões capilares, para além disso, verifica-se uma maior perda de massa [190] e por outro lado, o menor E_0 permite uma maior deformação da macroestrutura.

4.2 TEOR DE ÁGUA

Segundo Powers [206] [207] [208] a água existente na pasta de cimento pode ser classificada em três grupos (Figura 4.1):

- I. Água capilar ou livre: corresponde à água presente nos grandes poros capilares. Esta água é acessível para hidratar o cimento e está em equilíbrio com uma humidade relativa de 100%;
- II. Água de gel ou fisicamente ligada: esta água encontra-se na superfície de gel sólido e é aproximadamente equivalente a 0,19 g de água por 1 g de cimento hidratado. Esta água é variável com a humidade relativa;
- III. Água quimicamente ligada ou não evaporável: esta água é parte integrada da estrutura e só pode ser eliminada a temperatura superior a 105 °C. A água quimicamente ligada tem uma relação aproximada de 0,23 g por 1 g de cimento hidratado.

Segundo este modelo a hidratação completa do cimento é apenas possível para relações A/C acima de 0.42 (0.19 + 0.23) (esquerda). Em razões A/C < 0.42 nem todo o cimento hidrata (direita).

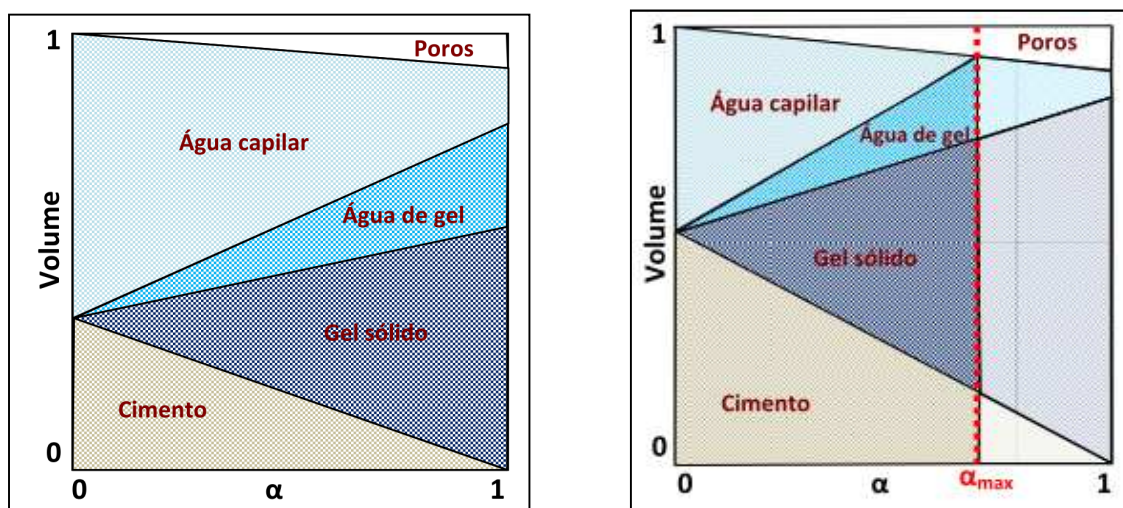


Figura 4.1 - Representação esquemática do modelo de Powers num sistema selado com uma relação A/C > 0.42 (esquerda), e A/C < 0.42 (direita) adotado de [5] (Nota: α=g).

4.2.1 Influência na Retração e na Fluência

Atendendo à Eq.2.1, espera-se que a retração plástica diminua com o teor em água, devido a uma diminuição da pressão capilar. Mas este fato é contrariado por uma maior rigidez em amassaduras mais secas, que se opõe à retração [8].

A retração autógena é inversamente proporcional à relação A/C. Em baixas razões A/C (< 0.40) a retração autógena é elevada devido a uma estrutura porosa mais fina e a uma humidade reduzida. Esta retração é rápida e regista-se maioritariamente nos primeiros dias [26]. Perante razões A/C altas (> 0.40) a autodessecação é reduzida e pode ocorrer expansão inicial que está associada ao acesso de água interna (agregado poroso ou exsudação interna) ou a água externa (reabsorção de água de exsudação) [209].

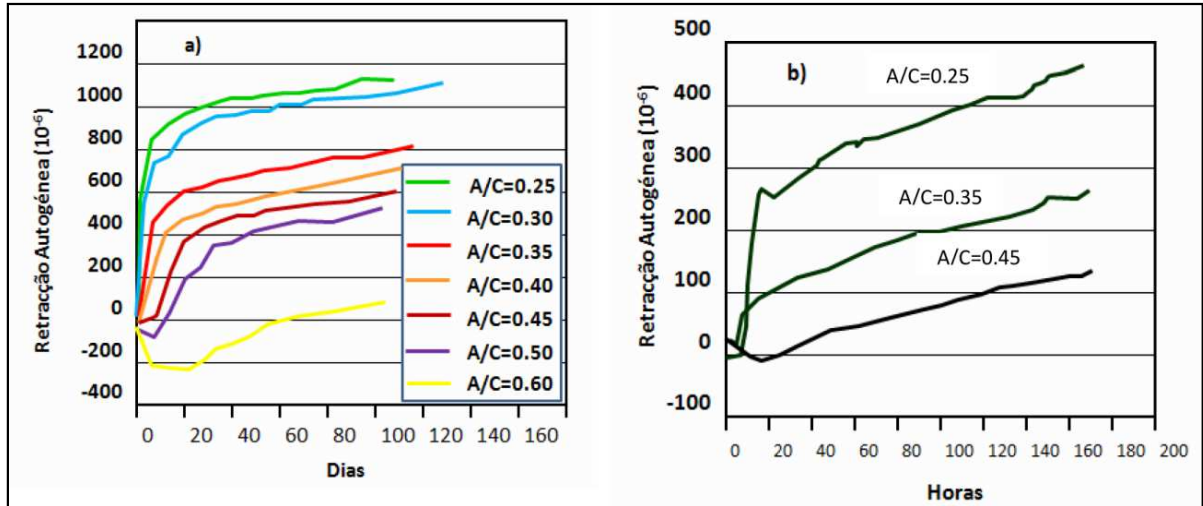


Figura 4.2 - Influência da razão A/C na deformação autogênea em pasta de cimento (esquerda) e betão (direita), adotado de [209] [210]

A retração por secagem espera-se que aumente com a razão A/C. Quanto maior a quantidade de água disponível à evaporação, maior é a retração por secagem (Figura 4.3) [86]. O E_0 que está associado à resistência mecânica, que por sua vez é determinada pelo teor de água, também afeta a retração. Assim, para elevadas razões A/C, o E_0 é mais baixo e a retração aumenta [86]. A retração total, soma da retração autogênea e de secagem, aumenta com a razão A/C [211], o que revela que o aumento da retração e da retração de secagem prevalece em relação à diminuição da retração autogênea.

Segundo Bissonete e Pigeon, a razão A/C é um parâmetro significativo na fluência de tração. Os resultados que obtiveram demonstram que ocorre uma maior fluência básica para maiores razões A/C (Figura 4.3, direita). A fluência diminui com o E_0 e este é proporcional à resistência mecânica, que por sua vez diminui com a razão A/C. Daí pode concluir-se que a fluência depende indiretamente da razão A/C.

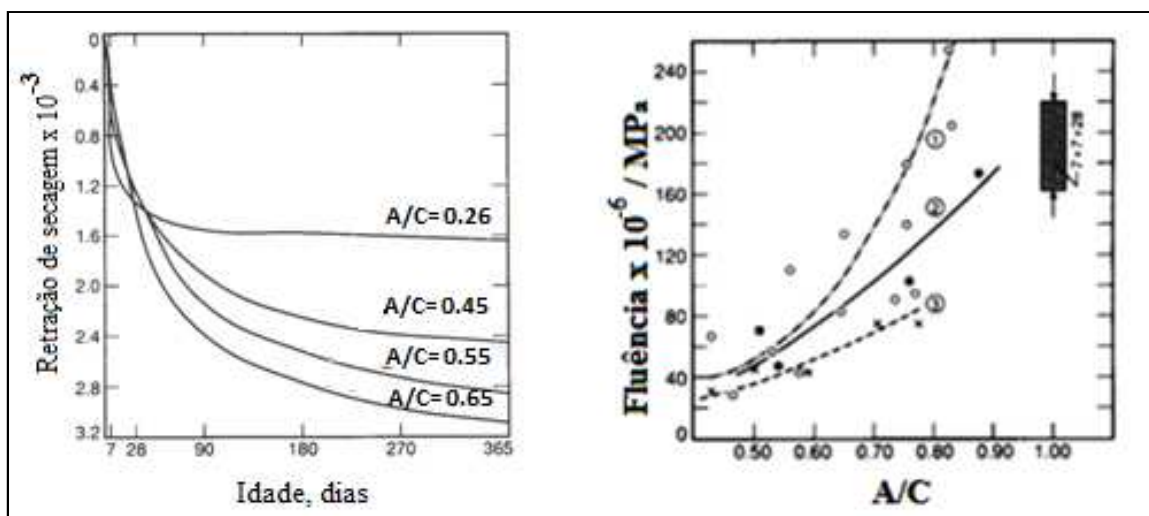


Figura 4.3 - Influência da razão A/C na retração por secagem em pasta de cimento (esquerda), adotado de [212] e na fluência para diferentes tipos de agregados, adotado de [213]

4.2.2 Influência nas Propriedades Mecânicas

O principal fator que influencia a resistência mecânica é a razão A/C. Quanto maior for a razão A/C, maior será a distância entre as partículas de cimento não hidratadas [176] e maior será o volume dos produtos de hidratação necessários para estabelecer uma ligação entre essas partículas. A resistência final decresce com a razão A/C devido a um aumento da porosidade [214]. A resistência das ligações pasta de cimento-agregado também diminui com a relação A/C. O E_0 é influenciado pela razão A/C da mesma forma que a resistência mecânica. Uma maior razão A/C significa um maior limiar de percolação mineral, um maior grau de hidratação último e uma menor rigidez última [214].

4.2.3 Água Utilizada no Trabalho Experimental

A água potável utilizada no trabalho laboratorial, é proveniente da rede pública e de acordo com a NP EN 1008:2003 [215] é considerada apta para o fabrico de betão [5]. A relação A/C utilizada em todo o trabalho experimental é de 0.43, que de acordo com Powers é aproximadamente o mínimo teor em água necessária para que todo o cimento hidrate.

4.3 AGREGADO

A retração do betão ocorre principalmente devido à retração da pasta de cimento, a retração do agregado é muito reduzida e depende do seu módulo de elasticidade (Figura 4.4, direita). O agregado constitui uma restrição interna do betão que depende do tipo de agregado, quanto maior a rigidez do agregado menor é a retração. Mas uma maior restrição interna, apesar de diminuir a retração, pode aumentar a sensibilidade à fissuração. Espera-se também que a retração diminua com a concentração do agregado (Figura 4.4, esquerda) [216]. O efeito combinado da concentração do agregado e do E_0 do agregado na retração pode ser descrito pela seguinte equação [86]:

$$\varepsilon = \varepsilon_{cp}(1 - V_b)^n \quad (\text{Eq. 4.1})$$

Onde ε_{cp} e ε são as extensões de retração da pasta e do betão respetivamente, V_b e n são a concentração e as propriedades elásticas do agregado respetivamente.

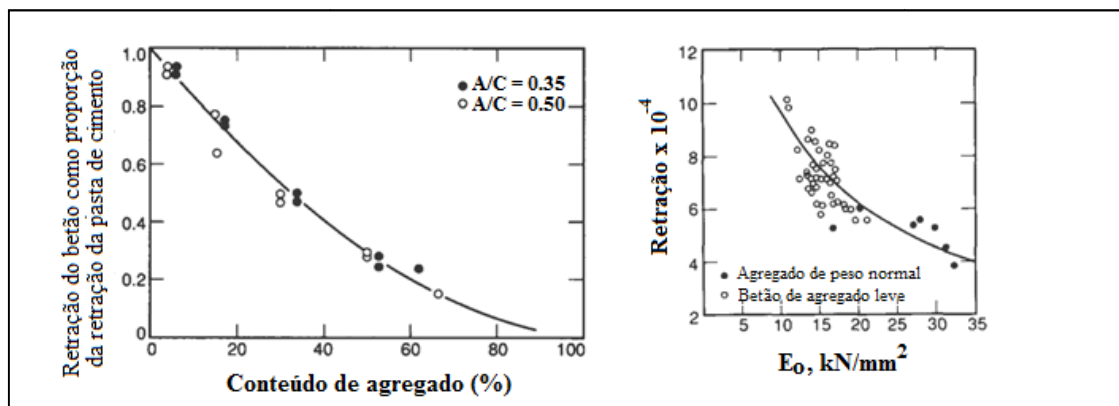


Figura 4.4 - Efeito da concentração (esquerda) e rigidez (direita) do agregado na retração, adotado de [92] [217]

A porosidade do agregado influencia a rigidez e ao mesmo tempo a capacidade de adsorção. Desta forma, o agregado leve por um lado faz baixar a retração de secagem ao absorver a água, mas, por outro lado, faz aumentá-la devido a um menor grau de restrição interna. O primeiro efeito prevalece sobre o segundo, logo, em betões com este tipo de agregado, a retração de secagem é diminuída [218]. Hammer [219] [220] [221] [222] mostrou que mesmo em agregado leve previamente seco no forno pode obter-se efeitos benéficos, devido à adsorção de água durante a amassadura que mais tarde fica disponível para a cura interna.

4.3.1 Influência nas Propriedades Mecânicas

A rugosidade superficial do agregado faz aumentar a resistência da ligação pasta-agregado. Dados experimentais [223] mostram que brita fraturada confere uma maior resistência ao betão, que cascalho. Este efeito é mais significativo para baixas razões de A/C [224] (*vide* 4.1). A resistência mecânica do betão aumenta com o E_o do agregado [223] [225]. Quanto maior a rigidez do agregado, maior será a quantidade de tensão por ele suportada e conseqüentemente menor a tensão que sobra para a pasta de cimento, cuja rigidez é inferior [176]. A resistência mecânica diminui com a dimensão máxima do agregado [226] [227] e aumenta com a quantidade de agregado [228] [229]. O agregado constitui uma restrição interna [78] que gera tensões residuais que poderão influenciar as propriedades mecânicas do betão. Na interface matriz de cimento-agregado a razão A/C pode ser localmente maior, o que conduz a uma maior taxa de hidratação e porosidade nas referidas zonas [79]. O E_o aumenta com a dimensão máxima, concentração e gradação do agregado [230]. O mesmo ainda depende da rigidez do agregado, por exemplo, diminui com a quantidade de agregado leve na composição do betão [230].

4.3.2 Agregado como Agente de Cura Interna

Uma vez que a cura externa é limitada pela profundidade de penetração para betões de muito baixa razão A/C (20 mm), esta não é suficiente para eliminar a autodessecação em seções de maiores dimensões [231] [232] [233]. Agregado saturado com água pode atuar como reservatório interno de água disponível para realizar cura interna da pasta de cimento na sua vizinhança, de modo a eliminar a autodessecação. A quantidade de água nestes "reservatórios", necessária para compensar a retração autogénea, pode ser estimada pela seguinte equação [234] [235]:

$$A_{cur} = C g_{max} S_{cs} \quad (\text{Eq. 4.2})$$

Em que:

A_{cur} - Conteúdo de água de cura interna (kg/m^3);

C - Conteúdo de cimento (kg/m^3);

g_{max} - Máximo grau de hidratação;

S_{cs} - Retração química (kg água/ kg cimento hidratado).

Como a retração química não depende significativamente da razão A/C, o valor de S_{cs} pode ser considerado constante ($S_{cs} = 0.06$ kg água/ kg cimento hidratado). Através da Eq. 4.3 é possível determinar a quantidade de agregado leve necessário para compensar a autodessecação:

$$LWA = \frac{A_{cur}}{\Phi Sat \eta} \quad (\text{Eq. 4.3})$$

Em que:

Φ - Absorção de água pelo agregado (kg de água/kg de agregado seco);

Sat - Grau de saturação do agregado;

η - Fator de eficiência (quantidade de água absorvida num agregado saturado que efetivamente contraria a autodessecação).

A eficiência do agregado para mitigar a autodessecação depende do tipo, tamanho e percentagem de agregado leve. Em [234] [236] conclui-se que agregado fino é substancialmente mais eficiente que agregado grosso. Betz e Syder [235] comprovaram que a reduzida eficiência deve-se a uma percolação limitada de água para a pasta na vizinhança. Zhutvsky *et al* [234] obtiveram resultados contraditórios, ou seja, uma maior eficiência com agregado grosso. Este efeito pode ser explicado por uma rede porosa demasiado estreita, conferida pelo agregado fino. Outro método de cura interna é a utilização de polímeros superabsorventes, que nesta dissertação não é descrito.

4.3.3 Agregados Utilizados no Trabalho Experimental

Os agregados utilizados no trabalho laboratorial são de densidade normal. O agregado grosso (brita) é de origem calcária, proveniente da Serra de Loulé. O agregado fino (areia fina) é silicioso de origem natural, proveniente do mar/ria da zona de Tavira. As características físicas, apresentadas na Tabela 4.1, foram determinadas no LMC. As curvas granulométricas (Figura 4.5) foram determinadas de acordo com NP EN 933-1:2000 [237]

Tabela 4.1 - Características físicas dos agregados

Ensaio	Documento normativo	Unidade	Brita	Areia
Massa volúmica do material impermeável	NP EN 1097-6:2003 [238]	kg/m ³	2680	2680
Massa volúmica do material saturado		kg/m ³	2620	2650
Massa volúmica do material seco		kg/m ³	2580	2640
Absorção de água		%	1,5	0,6
< 63 μ m	NP EN 12620:2004 [239]	%	1,0	0,6
< 125 μ m		%	1,2	1,0
Módulo de Finura		----	6,49	1,87
$\frac{\text{Peneiro inferior } (d)}{\text{Peneiro superior } (D)}$		----	4/12,5	0/2
Categoria		----	G_C 90/15	G_F 85

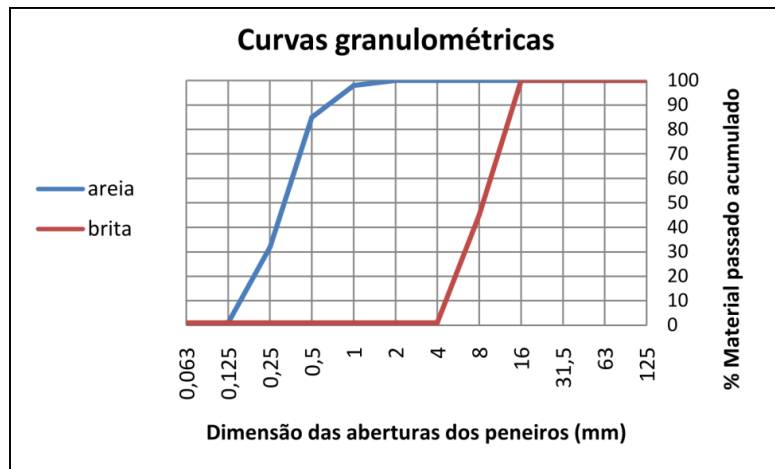


Figura 4.5 - Curvas granulométricas do agregado

4.4 LIGANTE

A finura do ligante é medida pela área específica superficial [240] e influencia: a taxa de hidratação; a porosidade da microestrutura; a sensibilidade à retração e o desenvolvimento das propriedades mecânicas do betão. Quanto maior a finura maior é a taxa de hidratação, pois a área exposta a água capilar é superior [240]. A porosidade e o tamanho dos poros diminuem com a finura das partículas do ligante e conseqüentemente as resistências mecânicas, mas também a sensibilidade à retração aumentam.

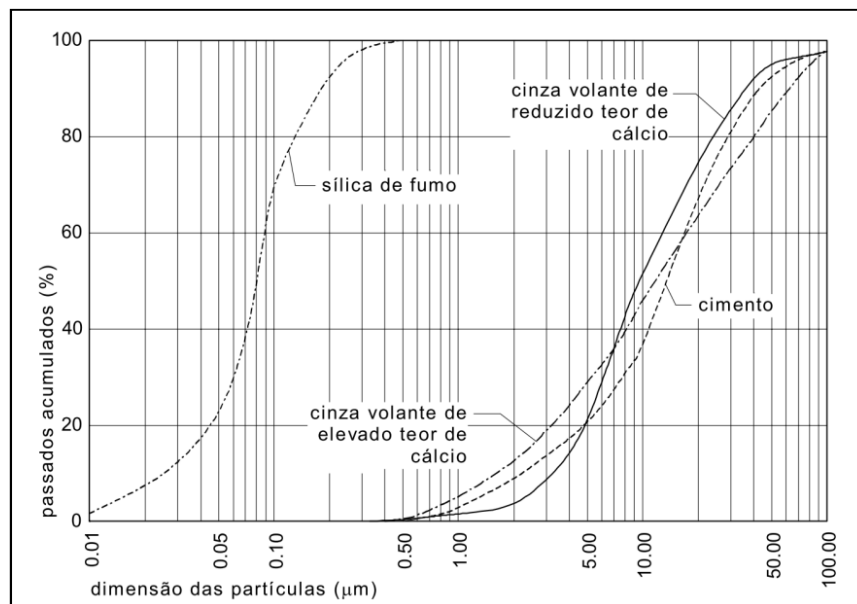


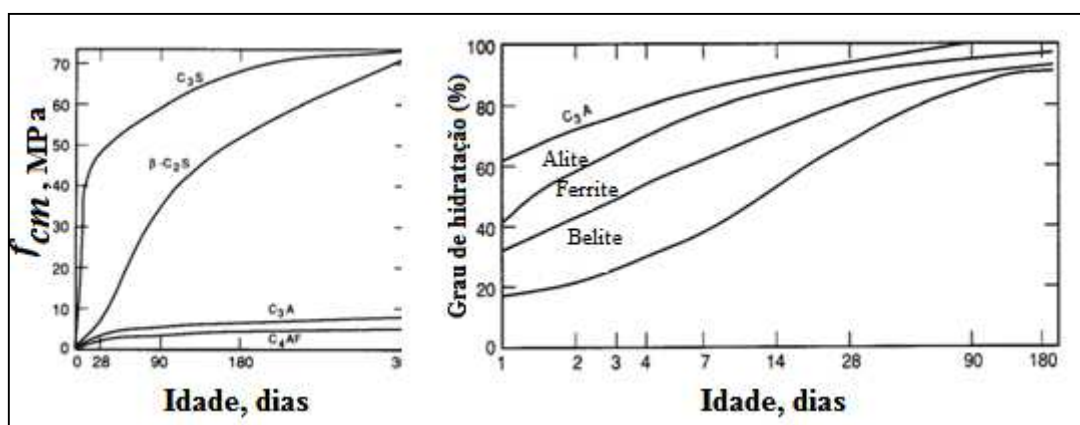
Figura 4.6 - Análise granulométrica de alguns ligantes: sílica de fumo, cinzas volantes de elevado e reduzido teor de cálcio e cimento, adotado de [241]

Espera-se que a retração e a fluência aumentem com a finura e quantidade de ligante. Isto deve-se à formação de um maior número de pontos de contato entre partículas sólidas e a

formação de meniscos com menores raios. Isto conduz a uma maior pressão capilar e, conseqüentemente, aumenta a retração e a fluência [240]. Neste capítulo vai ser discutido o efeito de alguns ligantes com diferentes granulometrias (Figura 4.6). Os ligantes aqui referidos foram utilizados no trabalho experimental desta tese, com exceção da sílica de fumo, que tem um efeito interessante na avaliação da susceptibilidade à fissuração, causada pela retração em idade precoce.

4.4.1 Cimento Portland

O cimento Portland é um ligante hidráulico constituído por 4 minerais: Alite, Belite, Celite e aluminatos de cálcio [242]. O Alite e o Belite são responsáveis pela formação de grande parte da resistência mecânica, enquanto que o contributo do Celite e aluminatos de cálcio é reduzido (Figura 4.7, esquerda) [242]. A hidratação de todos os constituintes é exotérmica, mas a quantidade de calor produzido durante as reações químicas varia com o mineral: aluminato de Cálcio, Alite, Celite e Belite, 850, 500, 450 e 250 J/g, respetivamente. Estes valores estão de acordo com o grau de hidratação (Figura 4.7, direita):



O calor produzido é proporcional à velocidade de hidratação, da qual também depende o tempo de presa e endurecimento. Assim, o aluminato de cálcio hidrata instantaneamente e a resistência desenvolve-se nos primeiros 2 dias, enquanto que o Belite hidrata lentamente, o tempo de presa pode atingir vários dias e o desenvolvimento das resistências mecânicas demora várias semanas ou até meses. Pensa-se que o aluminato de cálcio é o principal responsável pela retração, uma vez que também produz o maior calor de hidratação [242].

4.4.1.1 Cimento Utilizado no Trabalho Experimental

O cimento utilizado no trabalho experimental é do tipo CEM II/A-L 42,5 R e possui as características químicas indicadas pelo fabricante (Tabela 4.2).

Comparando a superfície específica do cimento utilizado com a das cinzas volantes (Tabela 4.4) pode verificar-se que a superfície específica do primeiro referido é superior. A

Tabela 4.3 apresenta as características físicas do cimento utilizado:

Tabela 4.2 - Características químicas do cimento CEM II/A-L 42,5 R, utilizado no trabalho laboratorial

Ensaio	Documento Normativo	Un.	Valor
Perda ao fogo	NP EN 196-2 [244]	%	7,59
Resíduo insolúvel		%	1,57
Óxido de silício		%	17,74
Óxido de alumínio		%	4,93
Óxido de ferro		%	2,80
Óxido de cálcio total		%	61,08
Óxido de magnésio		%	1,14
Teor de sulfatos		%	3,22
Teor de cloretos		%	0,02
Cal livre	ASTM C 114 [245]	%	1,00

Tabela 4.3 - Características físicas do cimento CEM II/A-L 42,5, utilizado no trabalho laboratorial

Ensaio	Documento Normativo	Un.	Valor
Massa volúmica	E(LNEC)-64 [246]	g/m ³	3,05
Superfície específica Blaine	NP EN 196-6 [247]	cm ² /g	4520
Água de pasta	NP EN 196-3 [248]	%	28,6
Início de presa		min	125
Fim de presa		min	185
Expansibilidade		mm	1,0
Resistência à compressão aos 2 dias	NP EN 196-1 [249]	MPa	29,0
Resistência à compressão aos 7 dias		MPa	44,2
Resistência à compressão aos 28 dias		MPa	53,7

4.4.2 Cinzas Volantes

As cinzas volantes de um modo geral reduzem a retração autogénea, mas podem aumentar a retração de secagem [250]. Há três mecanismos que explicam a redução da retração autogénea:

- I. As partículas das cinzas volantes, de forma esférica (Figura 4.2) consomem menos água na hidratação, diminuindo a retração autogénea por redução da autodessecação;
- II. As cinzas volantes que têm uma elevada quantidade de SO_3 , que induz uma elevada expansão química. Esta expansão química consome água e por isso é mais eficiente em provetes submersos [251]. Caso não seja fornecida água ao sistema, a expansão química pode diminuir a água disponível para a hidratação;
- III. As cinzas volantes podem ter tamanhos de partículas muito distintas, variam entre $1 \mu m$ até $150 \mu m$, podem ser maiores ou menores que as partículas do cimento [241]. As cinzas volantes com maiores dimensões têm uma área específica superficial menor. As cinzas volantes com partículas mais pequenas que o cimento, podem induzir um aumento de

retração autogénea por efeito no refinamento da estrutura porosa [250]. Na retração de secagem este efeito é contrário [250], por redução da secagem.

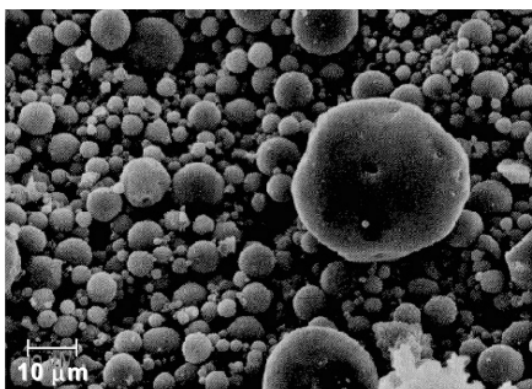


Figura 4.8 - Partículas esféricas de cinzas volantes, adotado de [241]

4.4.2.1 Cinzas Volantes Utilizadas no Trabalho Experimental

As cinzas volantes utilizadas no trabalho experimental são provenientes da central termoelétrica de Sines. Na Tabela 4.4 apresentam-se as características físicas destas cinzas volantes que foram ensaiadas no (LMC) Laboratório de Materiais de Construção.

Tabela 4.4 - Características físicas das cinzas volantes utilizadas

Ensaio	Documento normativo	Unidade	Valor
Massa volúmica	E (LNEC) -64 [246]	g/m ³	2,5
Superfície específica Blaine	NP EN 196-6 [247]	cm ² /g	2910
Índice de atividade de Blaine aos 28 dias	NP EN 450-1 [252]	----	0,77
Índice de atividade de Blaine aos 90 dias	NP EN 450-1 [252]	----	0,94

4.4.3 Sílica de Fumo

A sílica de fumo tem partículas mais finas que o cimento, pelo que foi adotada para explicar os efeitos da sua granulometria relativamente à sensibilidade à fissuração do betão:

- I. Em primeiro lugar as partículas mais finas, se forem reativas, causam um efeito de filler (Figura 4.9) [253] [254], o que diminui a porosidade do betão, variando linearmente com a dosagem de sílica de fumo [255]. Quanto maior o conteúdo de sílica de fumo, menor é a porosidade e maior é a retração autogénea por refinamento (em caso de adição ao cimento e não de substituição);
- II. A presença de sílica de fumo gera uma mistura não hidratada mais fina, o que posteriormente leva a uma estrutura porosa mais fina. Como já referido, isto leva a uma maior tensão capilar, o que ainda é agravado pelas reações pozolânicas [107] [255]. Este efeito agrava os vários tipos de retração;
- III. A utilização de sílica de fumo, agrava a retração autogénea [256] [257], mas diminui a retração de secagem;

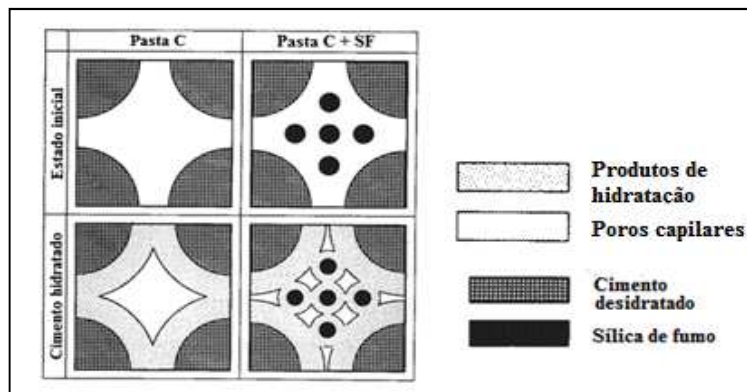


Figura 4.9 - Efeito de filler da sílica de fumo, adotado de [258]

- IV. A sílica de fumo causa uma elevada retração total, o que faz aumentar a fluência básica e total [231] [253]. Este aumento de fluência é responsável pelos baixos níveis de tensão residual [253] e constitui um mecanismo significativo de mitigação das tensões de tração em betões de sílica de fumo quando a retração é restringida [77]. Desta forma, apesar de ocorrer um agravamento de retração, a sensibilidade à fissuração é diminuída.

4.5 AJUVANTES QUÍMICOS

Existem vários adjuvantes químicos que permitem controlar a retração e a fissuração induzida pela mesma. Existem dois métodos comuns para mitigar o potencial de fissuração nas primeiras idades. O primeiro consiste em eliminar ou reduzir a magnitude de retração, de modo a diminuir as tensões residuais e assim a sensibilidade à fissuração (Figura 4.10, esquerda). O segundo consiste em reduzir a taxa de retração, de modo a possibilitar o desenvolvimento da resistência à fissuração (Figura 4.10, direita) [259].

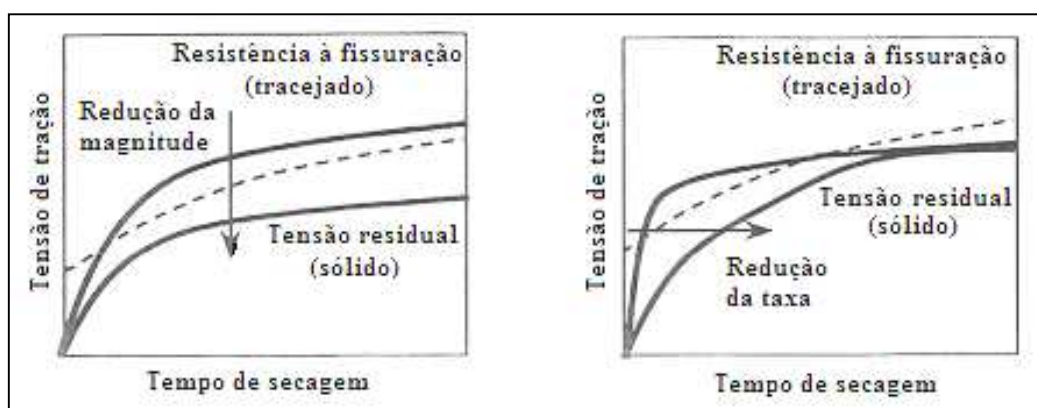


Figura 4.10 - Redução do potencial de fissuração através (lado esquerdo) da redução das tensões residuais (lado direito,) e redução da taxa de desenvolvimento das tensões residuais, adotado de [259]

No trabalho experimental desta dissertação vai-se adotar uma combinação entre ambos os métodos. Recorre-se a uma adição expansiva para compensar a retração, cujo efeito se pretende majorar com a variação dos tempos de presa. Um aumento nos tempos de presa fornece um período húmido mais prolongado e uma menor rigidez da microestrutura durante a fase inicial e assim, espera-se maximizar o efeito do expansivo. O expansivo para além de reduzir a retração

(método 1), também induz um período inicial de expansão (prolongado pelo retardador) e assim a retração só terá início quando já se formaram f_{ctm} (método 2). No presente capítulo expõe-se o efeito dos aditivos que irão ser utilizados no trabalho experimental, com exceção do redutor de retração, que é outro método muito utilizado para mitigar a retração.

4.5.1 Expansivos

Os expansivos induzem uma expansão de modo a compensar, parcial ou totalmente, a retração (Figura 4.11). A forma mais utilizadas de induzir expansão durante a fase de cura é a utilização de cimentos expansivos como cimentos do tipo K, M e S referidos pela ACI [260]. A utilização de adições ou adjuvantes expansivos [5], com base em ligante expansivo, vai portanto ser adotada no trabalho experimental da presente dissertação.

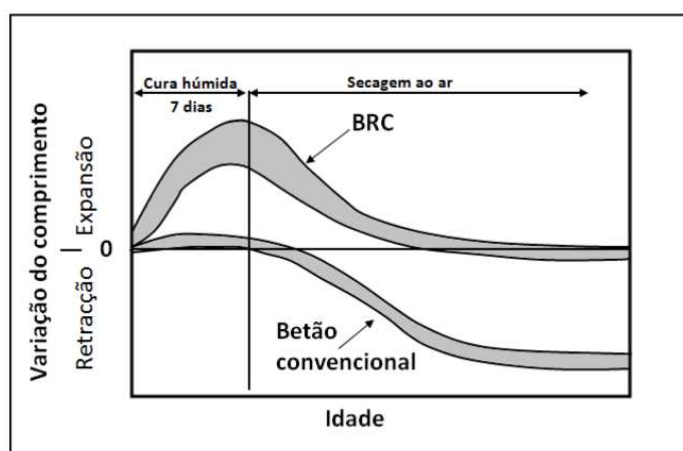


Figura 4.11 - Variação de comprimento de um betão com expansivo (BRC) e um betão convencional, adotado de [260]

4.5.1.1 Mecanismo

O mecanismo de expansão consiste em controlar a formação dos produtos de hidratação, etringite [261] [262] [263] ou cristais de hidróxido de cálcio [5]. O mineral etringite tem uma densidade de 1.7 e forma-se quando a água reage com as fases do aluminato do clínquer e com gesso [5]. Em condições restringidas por armaduras, o aumento volumétrico induzido pela etringite causa um efeito de pré-esforço [259]. A formação de etringite inicia-se imediatamente após a introdução de água. No entanto, a maior parte de formação de etringite deve ocorrer quando os níveis de resistência mecânica são suficientes, para que as forças expansivas não sejam dissipadas no material plástico [5]. Existem algumas dificuldades relacionadas com a formação de etringite:

- I. As reações químicas são difíceis de controlar devido à sua dependência das condições ambientais [259];
- II. Existe uma forte dependência da reatividade do componente [5]. Dito por outras palavras, é necessário utilizar um expansivo adequado para uma determinada composição de ligante, de forma a garantir eficiência [260] [264];
- III. A formação tardia de etringite causa a deterioração prematura do betão [265].

Na utilização de hidróxido de cálcio para provocar expansão não ocorre formação tardia de etringite e assim evita-se a deteriorização prematura do betão [265]. A formação de hidróxido de cálcio ocorre entre o primeiro e o segundo dia, enquanto que na etringite só atinge a expansão máxima ao fim de 5-7 dias [266], como mostra a Figura 4.12 (esquerda). Collepari *et al* [267] explicam que para fins de criar pré-esforço nas armaduras a f_{cm} deve ser suficientemente elevada de modo a que as ligações betão-armadura possam transferir os esforços adequadamente. Ainda referem que o hidróxido de cálcio desenvolve 75% da sua expansão nas primeiras 12h e desta forma será apenas eficiente em BAR, cujas f_{cm} já apresentam valores consideráveis nessa fase inicial. Betões convencionais ainda são muito plásticos nas primeiras 12h, pelo que dissipam as forças de expansão criadas pelo hidróxido de cálcio e desta forma combinarão melhor com a formação de etringite. Dito por outras palavras, será necessário que a taxa de expansão coincida com a taxa de formação das f_{cm} do betão (Figura 4.12, esquerda).

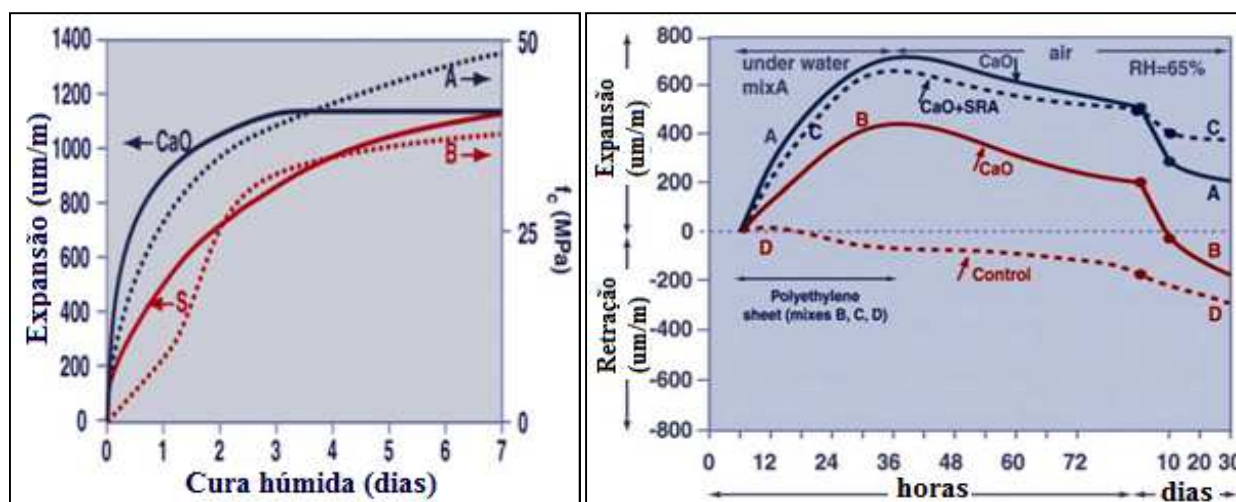


Figura 4.12 - Expansão de betões obtida através da formação de etringite (S) e hidróxido de cálcio (CaO), desenvolvimento das f_{cm} : A - betão de alta resistência; B - Betão convencional (esquerda). Influência das condições de cura no desempenho do expansivo: A - CaO curado por baixo de água; B - CaO; C - CaO + ARR; D - Referência. B, C e D são selados com membranas de polietileno (direita) [268]

4.5.1.2 Precauções

Na utilização de expansivos, para prevenir a fissuração induzida por retração, diminuir o espaçamento entre juntas de dilatação e limitar a ondulação do betão, devem tomar-se precauções especiais:

- I. É necessário misturar o betão adequadamente, para assim garantir uma boa distribuição espacial, que promova uma expansão uniforme [259] [269];
- II. Tempo de cura adicional [259], para evitar que ocorra uma redução da expansão inicial, pois várias referências indicam que a cura húmida aumenta significativamente a eficiência das reações de expansão (Figura 4.12, direita) [5] [260] [267] [270];
- III. Aplicar restrições externas para evitar a autodestruição do betão, devido a uma expansão excessiva [5] [259] como: cofragens laterais; estruturas adjacentes; restrições na base, no

caso de reparações; utilizar juntas de dilatação deformáveis que devem ser modificados após a ocorrência da retração e minimizar vértices reentrantes;

- IV. Garantir um adequado grau de restrição interno, utilizando uma determinada quantidade de armadura, recomendada com um espaçamento adequado, o que evitará a ondulação e empenamento do betão [260] [271];
- V. O trabalho deve ser realizado por mão-de-obra experiente [259].

4.5.1.3 Efeitos Secundários

Em [5] [270] conclui-se que o expansivo reduz a perda de peso. Oliveira [5] comprova que o expansivo aumenta as f_{cm} mas em [270] é referido que o expansivo não influencia as resistências mecânicas. Em [272] explicam que os expansivos para além de compensarem a retração, conseguem reduzir a porosidade da microestrutura, aumentando as resistências mecânicas. A interação destes efeitos permite retardar ou até mitigar a fissuração [272]. Vários autores [5] [267] [270] referem que o expansivo utilizado em conjunto com Adjuvante Redutor de Retração, ARR, reduz eficientemente a retração, mas o expansivo sozinho, mesmo com uma cura adequada não alcança uma redução significativa a longo prazo (Figura 4.12, direita).

4.5.1.4 Expansivo Utilizado no Trabalho Experimental

O expansivo utilizado provem do fabricante BASF e é designado "RHEOMAC 100" [273]. Segundo o fabricante, o expansivo é constituído por um clínquer especial, cozido a altas temperaturas, rico em cal livre e cujos componentes principais são silicatos de cálcio, aluminatos, ferro-aluminatos e sulfatos de cálcio. O mecanismo consiste na transformação de óxido no correspondente hidróxido de cálcio na presença de água, provocando expansão. A distribuição granulométrica em conjunto com os compostos principais, que envolvem o óxido de cálcio, regulam a taxa de hidratação e assim, a expansão. Como já referido, o desenvolvimento da expansão induzida pela formação de hidróxido de cálcio é relativamente curta (1 dia, segundo o fabricante). Para que a expansão seja eficiente, é importante garantir um ambiente húmido, fornecendo água suficiente às reações químicas. No âmbito deste trabalho pretende-se prolongar o tempo presa, de modo a prolongar a atuação do expansivo com três objetivos:

- I. Aumentar o valor de expansão de modo a compensar uma maior retração e reduzir as tensões residuais;
- II. Prolongar o período de expansão, para mitigar as elevadas retrações iniciais, permitindo também que a fase de retração comece mais tarde e de forma reduzida, quando as f_{ctm} já estão mais desenvolvidas;
- III. Prolongar o período húmido e retardar o desenvolvimento da rigidez microestrutural, para tornar a expansão mais eficiente.

As características físicas do expansivo fornecido pelo fabricante, encontram-se na Tabela 4.5:

Tabela 4.5 - Características físicas do expansivo utilizado

Caraterística	Expansivo
Componente principal	Cimento modificado (1)
Estado	Pó
Cor	Cinzento
Massa volúmica	3,09 g/m ³
ph	≥ 12
Dosagem recomendada	20 a 25 kg/ m ³

4.5.2 Adjuvantes Redutores de Retração

Este produto é referido na presente dissertação por ser o método mais utilizado na prevenção de retração. Os adjuvantes redutores de retração, ARR, pertencem aos químicos orgânicos surfacantes, reduzem substancialmente a retração total e aumentam a resistência à fissuração do betão nas primeiras idades [259]. Vários autores observaram uma mitigação ou retardamento de fissuração em ensaios de anel (*vide* 5.1), [274] [275] [276] [277] [278] [279]. O retardamento de fissuração leva também a uma diminuição da largura das fissuras. Em provetes de laje, restringidas lateralmente e pela base, observou-se um aumento do espaçamento entre fissuras, o que permite reduzir o número de juntas de dilatação [280] [281]. Sha et al [282] demonstraram uma diminuição da sensibilidade à fissuração, em função do grau de restrição, ao aumentar a percentagem de ARR [259].

4.5.2.1 Mecanismo

Os ARR reduzem a tensão superficial da água capilar do betão [283] [284] [285] [286]. Esta redução é significativa para baixas percentagens de ARR na água, como mostra a Figura 4.13.

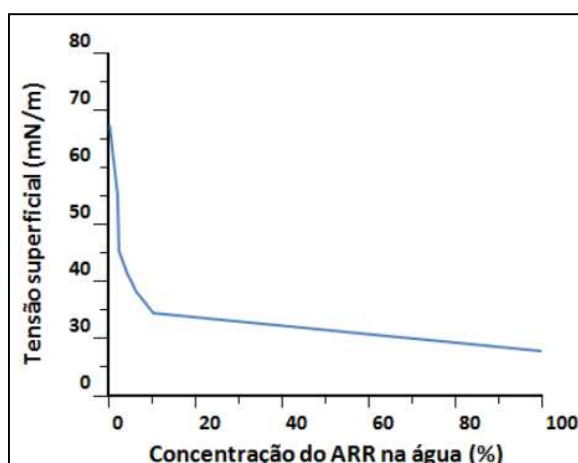


Figura 4.13 - Relação entre a percentagem de ARR e a redução da tensão superficial da água capilar, adotado [286]

Uma redução da tensão superficial da água capilar, aumenta as trocas de humidade com o exterior devido a alterações na tensão capilar e a pressão de disjunção [287]. A diminuição da

humidade relativa interior, causada pela secagem e hidratação do cimento, torna os poros parcialmente vazios, formando uma interface água/ar (menisco). A tensão superficial da água capilar gera forças capilares que podem ser quantificadas com a equação de Laplace [5]:

$$P'' - p' = \frac{2\sigma \cos \theta}{r} \quad (\text{Eq. 4.4})$$

Onde:

- P'' - Pressão no vapor;
- p' - Pressão na água;
- σ - Tensão superficial da água;
- r - Raio de curvatura do menisco;
- θ - Ângulo de molhagem.

As referidas forças induzem tensões de compressão no esqueleto sólido, o que provoca retração. Ao analisar a expressão, torna-se claro que uma redução da tensão superficial da água faz baixar a tensão capilar e igualmente a retração. A ação do ARR é mais efetiva, numa fase inicial, enquanto a humidade relativa do betão é elevada [288] [277] [280] [289]. Desta forma, para além da redução de retração total entre 30% a 80% [259] [275] [277] [278] [280] [283] [284], existe outro efeito benéfico, que consiste na redução das tensões residuais na fase inicial, enquanto as resistências mecânicas ainda estão pouco desenvolvidas. Assim, os baixos níveis de tensão na fase precoce reduzem significativamente o risco de fissuração [274]. Os ARR melhoram a resistência à retração plástica [290] [291].

4.5.2.2 Efeitos Secundários

Ocorrem vários efeitos secundários associados à utilização de ARR, que na sua maioria são considerados negativos:

- I. Reduzem as propriedades mecânicas como o módulo de elasticidade (38%), resistência à tração (30-40%), compressão (28%) e flexão (10-15%) [108] [292] e a intensidade de tensão crítica [279] [281]. Estas tendências foram comprovadas por vários autores [275] [284] [289] [292] [293];
- II. Vários autores registam atrasos significativos nos tempos de presa [277] [278] [284] [289] [294];
- III. A fluência diminui da mesma forma que a retração, com a utilização de ARR, [292] [295];
- IV. Observa-se uma maior humidade relativa próxima da superfície em idades mais avançadas, devido a uma maior reabsorção de água e a uma menor profundidade de penetração de humidade [296] [297] [298].

4.5.3 Retardadores de Presa

O retardador de presa é um adjuvante que aumenta o tempo para iniciar a transição do estado plástico para o estado endurecido NP EN 934-2, ou seja, aumenta o tempo entre o início de hidratação e o ponto zero. Este efeito pode ser observado através do desenvolvimento da taxa de fluxo de calor de hidratação, como mostra a Figura 4.14.

4.5.3.1 Mecanismo

As reações de hidratação ocorrem instantaneamente após a mistura de água com cimento. Para evitar que isso aconteça adiciona-se gipsita à composição do cimento. A gipsita combina com o C_3A e forma etringite, o que previne a hidratação direta. A quantidade de gipsita adicionada tem um valor ótimo abaixo e acima do qual as resistências mecânicas e a retração são prejudicadas [242]. Uma vez que este valor ótimo de gipsita deve ser mantido, recorre-se a outras substâncias para conseguir retardar a presa, como por exemplo: a incorporação de ácido bórico; óxido de boro; bórax [299]; ácido cítrico [300]; trifosfato de sódio [301]; fosfato de cálcio; lamas provenientes da filtração de água; lamas bentoníticas, etc [302]. Estes ácidos ao serem incorporados na amassadura neutralizam os cristais primários e alteram a forma e tamanho dos cristais de gipsita formados. Em condições normais forma-se um elevado número de cristais em forma de haste, mas na utilização de ácido cítrico formam-se poucos cristais, mas compactos [303]. A utilização de bórax faz precipitar um composto de borato de magnésio à volta das partículas de magnésio básico, o que previne as reações contínuas com a solução de fosfato ácido [304] [305]. De uma forma simplificada pode dizer-se que o retardador de presa origina reações de hidratação fictícias, que não produzem produtos de hidratação sólidos e assim o betão permanece fluído durante um maior período de tempo.

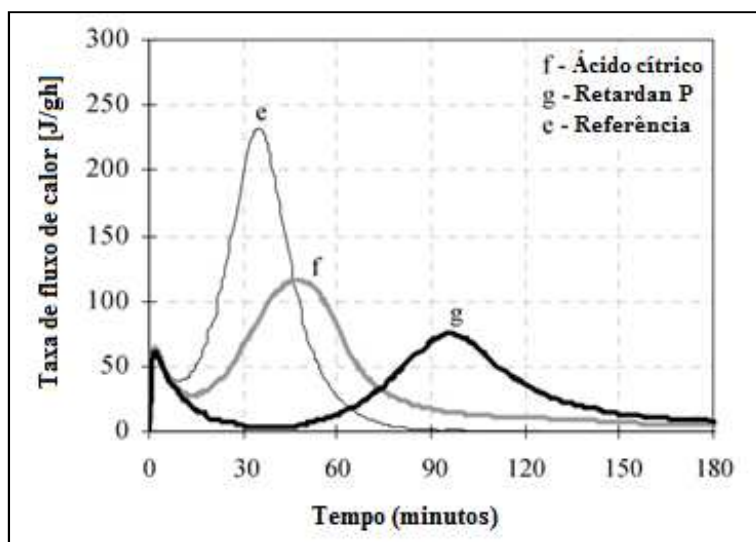


Figura 4.14 - Desenvolvimento do fluxo de calor de hidratação, na utilização de Retardan P e ácido cítrico, adotado de [300]

4.5.3.2 Efeitos Secundários

Segundo [301], em cimentos de fosfato de magnésio, o E_0 é mais baixo numa fase inicial, mas atinge um valor último superior (28 dias). Esta evolução é proporcional à quantidade de retardador utilizado. Este fenómeno está associado a uma extensão do período inicial de endurecimento. Por outro lado, em cimentos de sódio trifosfato, o valor inicial do E_0 é superior e a taxa de crescimento é mais baixa, atingindo um valor último ligeiramente superior. Nestes cimentos, existe uma quantidade ótima de retardador, para além da qual o valor último do E_0 degrada, o que está associado a uma maior heterogeneidade do material.

A resistência à flexão é afetada do mesmo modo que o E_0 . Em [306] verifica-se um aumento na resistência última à compressão na utilização de retardadores de presa. Em [300] observou-se uma redução das f_{cm} e f_{ctm} na utilização de "Retardan P" e ácido cítrico. Segundo os mesmos autores, a expansão inicial, já referida anteriormente, sofre um retardamento com a utilização de retardadores de presa e a sua intensidade é inversamente proporcional ao tempo de atraso (Figura 4.15). Em [299] explica-se que a adição de borogipsita prejudica as resistências mecânicas, de uma forma menos gravosa que a adição de gipsita natural. Ainda é dito que a borogipsita aquecida atinge melhores resistências mecânicas que a borogipsita seca ao ar.

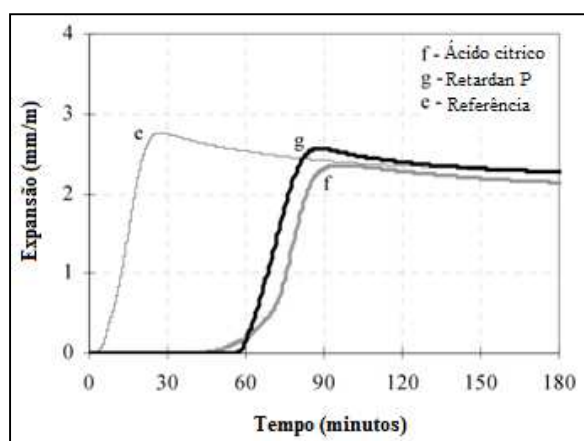


Figura 4.15 - Efeito na expansão inicial, na utilização de retardadores de presa, "Retardan P" e ácido cítrico, adotado de [300]

Maiores tempos de presa fazem aumentar a retração plástica, como já referido em 2.1.1.2. Como explicado em 2.6.2, a evaporação numa fase inicial age sobre os poros de maiores dimensões e por isso a consequente retração é relativamente baixa, logo, será de esperar que um aumento dessa fase inicial permita perder uma elevada quantidade de água, que depois já não estará disponível a evaporação numa fase tardia e assim a retração por secagem reduz. Em [307] concluiu-se que o retardador de presa reduz a retração por secagem (15%) e também a espessura de fissuras (75%), que foi obtida no ensaio de anel. Xihu e Tao [308] referem que o retardador de presa facilita a dissipação do calor de hidratação, reduzindo assim as temperaturas de pico e a consequente fissuração térmica. O efeito de dissipação de temperatura e decréscimo de tensões de tração ainda foi majorado na combinação do retardador de presa com um expansivo.

4.5.3.3 Retardador de Presa Utilizado no Trabalho Experimental

O retardador de presa utilizado é comercializado pela BASF e é designado "DELVO CRETE Estabilizer E" [309]. Segundo o fabricante, este inibe e regula a hidratação do cimento, mas não prejudica o desenvolvimento das resistências mecânicas, pelo contrário, pode melhorar o rendimento da hidratação final do cimento, aumentando as resistências mecânicas a longo prazo. Na Tabela 4.6 apresentam-se as propriedades do retardador de presa utilizado no trabalho experimental, adotadas do fabricante.

Tabela 4.6 - Propriedades do retardador de presa utilizado no trabalho experimental

Propriedade	Retardador de presa
Estado	Líquido incolor translúcido
Densidade (20°C)	1,13 g/ m ³
pH	5
Conteúdo em cloretos	≤ 0,1%

4.5.4 Superplastificante

Segundo a NP EN 934-2, o superplastificante é um adjuvante que permite aumentar consideravelmente o abaixamento ou espalhamento de um betão para um dado teor em água.

A utilização de superplastificantes reduz ligeiramente a retração autogénea devido ao seu efeito na taxa de hidratação. O tipo e dosagem não têm efeito significativo nas propriedades mecânicas [288]. Holt [310] [311] [312] obteve resultados contraditórios e explica que a retração autogénea e química aumentam devido a um aumento da taxa de hidratação, que é favorecida pela dispersão das partículas. A retração de secagem também aumenta pelo mesmo motivo e devido ao retardamento do tempo de presa. É de referir que estes últimos ensaios foram realizados apenas nas primeiras 12h após amassar. Em [307] referem que a incorporação de superplastificante em BAR diminui a retração de secagem e a espessura de fissuras (90%) e ainda aumenta o tempo de fissuração.

4.5.4.1 Superplastificantes Utilizados no Trabalho Experimental

O primeiro superplastificante utilizado é comercializado pela BASF e é designado "Glenium Sky 617" [313]. Segundo o produtor, o superplastificante é à base de éter policarboxílico modificado, cujo mecanismo de ação consiste em separar e dispersar as partículas de cimento através de três processos:

- I. Os grãos de cimento são dispersos através de um efeito eletroestático;
- II. Os mesmos são dispersos pelo efeito estérico das cadeias laterais hidrofílicas presentes na cadeia polimérica de base;
- III. Libertação de cadeias adicionais de polímeros que evitam a floculação dos grãos de cimento, em consequência da alcalinidade criada pela pasta de cimento. Este processo não inibe as reações de hidratação.

Ainda segundo o fabricante este produto melhora sensivelmente as resistências mecânicas iniciais e finais, a retração e permite reduzir a relação A/C. As propriedades do superplastificante fornecidas pelo fabricante encontram-se na Tabela 4.7.

Tabela 4.7 - Propriedades dos superplastificantes utilizados no trabalho experimental

Propriedade	"Glenium Sky 617"	"Glenium Ace 40 "
Aspeto	Líquido castanho	Líquido castanho
Densidade Relativa	1,05 g/ m ³	1,06 g/ m ³
pH	7,3	6,0
Teor em Cloreto	< 0,1	0,1%
Teor de Ácalis	-----	0,8%
Teor sólido	-----	30%

Uma vez que o "Glenium Sky" não permitiu obter tempos de presa abaixo de 10h foi necessário adotar um segundo superplastificante também comercializado pela BASF e designado por "Glenium Ace 40" [314]. Segundo o fabricante, este superplastificante também funciona à base de éter policarboxílico e os seus mecanismos são:

- I. Uma superfície de hidratação das partículas cimentícias aumentada;
- II. Uma rápida adsorção das moléculas na superfície das partículas cimentícias;
- III. Efeito de dispersão electroestático.

A soma destes efeitos permite reações de hidratação muito cedo, um rápido desenvolvimento das resistências mecânicas e diminuir o calor de hidratação. As propriedades fornecidas pelo fabricante encontram-se na Tabela 4.7.

5 MÉTODOS DE ENSAIO

Existem vários métodos de ensaio para avaliar qualitativamente a sensibilidade de fissuração de várias composições e aditivos utilizados para minimizar a retração. É importante referir que estes métodos de ensaio não são suficientes para estudar os mecanismos envolvidos.

Os métodos de ensaio de retração restringida podem ser classificados em 4 categorias:

- I. Ensaio em anéis;
- II. Ensaio em painéis;
- III. Ensaio longitudinais;
- IV. Ensaio de base restringida.

Estes ensaios têm a função de simular deformações restringidas e a consequente fissuração. Há uma elevada quantidade de fatores que nem sempre são possíveis de considerar nos ensaios. Assim, os resultados podem em determinadas circunstâncias, sobre ou subestimar, o risco de fissuração real.

5.1 ENSAIOS EM ANÉIS

O ensaio de anel é o mais utilizado por ser económico e prático. Durante os últimos 90 anos o ensaio sofreu várias adaptações. Em 1954, Coutinho [1] desenvolve anéis de alumínio para argamassas e betões, cujo baixo E_0 permitiu medir a deformação restringida através de cordas vibrantes. A ASHTO [315] desenvolveu uma norma em que o anel de betão tem um diâmetro interior de 300 mm, uma largura de 150 mm e uma altura de 75 mm. O anel restritivo é de aço e tem uma espessura de 12 mm. Na superfície interior do anel de aço fixam-se medidores de extensão, permitindo calcular as tensões no aço e a idade de fissuração. Um aspeto negativo é o tempo necessário para ocorrer fissuração, que pode ultrapassar uma semana. Kovler *et al* [316] desenvolveram uma aproximação, em que o anel interior é ativo, ou seja, expande de modo a introduzir tensões de tração adicionais enquanto o anel de betão está sujeito à secagem. A expansão do anel de aço é atingida com uma subida de temperatura do mesmo de 10°C, que permitiu atingir um tempo de fissuração de 30 min. Dahl [317] [318] desenvolveu um ensaio especificado para retração plástica em que o betão é moldado entre dois anéis de aço e o anel exterior tem nervuras que induzem fissuras. Neste ensaio o betão é sujeito a vento de ar quente e a quantificação da fissuração é feita em termos de comprimento total de fissura. Em trabalhos recentes desenvolveram-se expressões para considerar o efeito dos gradientes de humidade [319], cálculo do módulo de elasticidade efetivo [320], estimar o grau de restrição [321] e a variação do comprimento perimetral [320]. Briffaut *et al* [322] desenvolveram um ensaio que permite considerar a retração térmica de estruturas de betão maciças.

5.1.1 Mecanismo

O princípio deste ensaio é relativamente simples: o betão é moldado à volta de um núcleo restritivo (normalmente de aço), contra o qual o betão contrai. No anel de betão desenvolvem-se tensões de tração tangenciais e se estas forem suficientemente elevadas ocorre fissuração [323].

A avaliação de desempenho é baseada na caracterização das fissuras em termos de: espessura máxima, espessura média, número de fissuras e o tempo de ocorrência das fissuras.

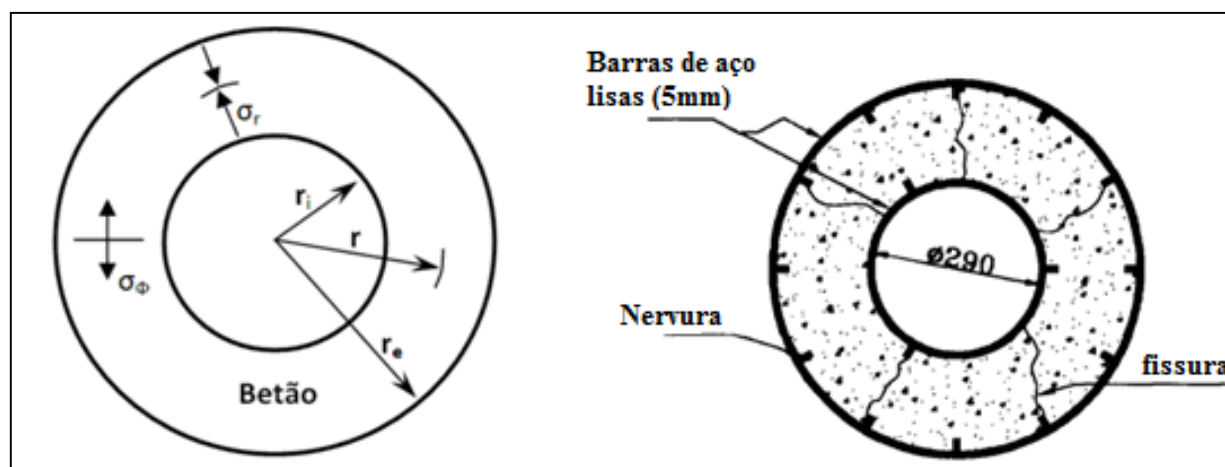


Figura 5.1 - Descrição esquemática do ensaio de anel e ensaio desenvolvido por Dahl (direita) [317] [318]

5.1.2 Condições de Cura

Uma vez que a sensibilidade à fissuração é relativamente baixa, os provetes anelares podem ser expostos a condições de cura mais severas como humidades relativas baixas, secagem em estufa ou túneis de vento [324]. Outro método de aumentar a sensibilidade à fissuração consiste em introduzir nervuras no anel metálico, ou utilizar anéis elípticos para aumentar a concentração de tensões [325]. Segundo Briffaut *et al* [322], o aumento de temperatura permite simular a retração térmica e a aceleração das reações de hidratação, que ocorrem em estruturas de betão maciças. Estes mecanismos constituem a principal causa de fissuração, mas não são considerados em ensaios de anéis convencionais. Os anéis de betão podem ser selados de diferentes formas (Figura 5.2), o que faz variar o gradiente de humidade e as contrações associadas. A face interior está sempre impedida de realizar trocas de humidade com o meio envolvente. Se selar a face exterior (Figura 5.2, esquerda), as trocas de humidade ocorrem pelas faces superior e inferior, gerando um campo homogéneo, se permitir a secagem apenas pela face exterior (Figura 5.2,direita) geram-se gradientes de humidade e tensões, pois a perda de humidade é superior na face exposta [326] [321] [327] [319]. Na situação do lado esquerdo a perda de humidade é superior à do lado direito devido a uma maior superfície de exposição. A retração associada apresenta a mesma tendência. Se a perda de humidade ocorre pelos 3 lados conduz-se a uma maior retração de secagem.

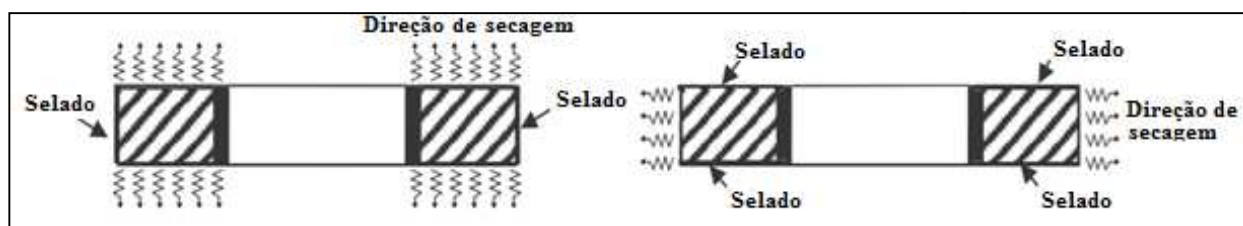


Figura 5.2 - Descrição esquemática das condições de cura, adotado de [326]

A Eq.5.1 permite determinar o campo de distribuição de humidade ao longo da secção transversal em campos de distribuição não uniforme [321] [319]. Um exemplo de aplicação desta para uma RH de 50% e um espessura de anel de 75 mm encontra-se na Figura 5.3.

$$RH(x, t) = RH_0 - (RH_0 - RH_s) \left[\operatorname{erfc} \left[\frac{x}{2\sqrt{D \cdot t}} \right] \right] \quad (\text{Eq. 5.1})$$

Em que:

$RH(x, t)$ - Humidade relativa na profundidade x , da superfície de secagem ao tempo t (%);

RH_0 - Humidade relativa interna do betão (%);

RH_s - Humidade relativa na superfície do betão (%);

D - Coeficiente de difusão de humidade do betão (m^2/s);

erfc - Função de erro complementar.

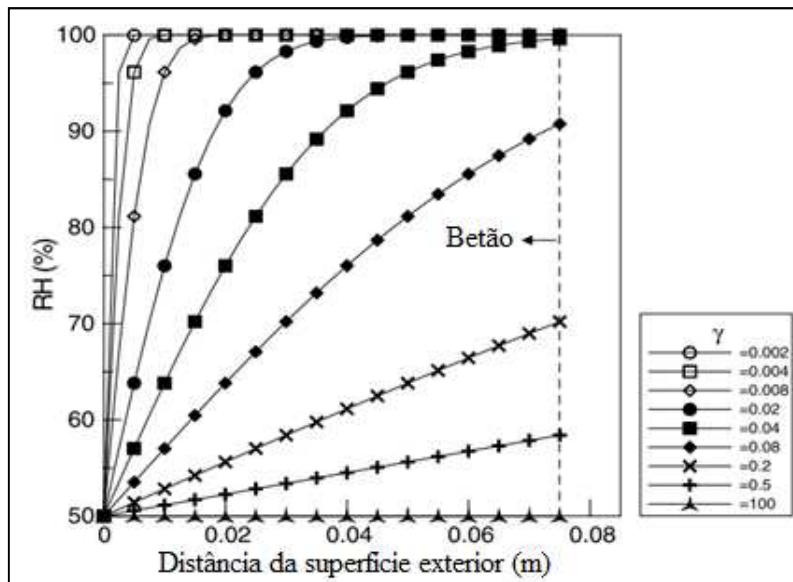


Figura 5.3- Campo de humidade no ensaio de anel para um $RH=50\%$, e uma espessura de anel de 75mm (γ esta descrito na Eq. 5.9) [319]

5.1.3 Grau de Restrição

No ensaio de anel agem dois mecanismos de fissuração. As tensões de autorrestrição cujo grau de restrição é conferido pelo módulo de elasticidade do próprio betão e as tensões de restrição externa. O grau de restrição externo é conferido pela rigidez do anel nuclear. Quanto maior a rigidez e espessura do material do anel restritivo maior é o grau de restrição, ou seja, menor é a deformação do impedimento à retração, logo, as tensões desenvolvidas perante uma determinada retração são maiores. Weiss e Hossein [326] fizeram variar a espessura do anel restritivo e verificaram que a mesma baixava significativamente o tempo de fissuração. Vários autores [328] [321] [320] apresentaram expressões analíticas para quantificar o grau de restrição:

$$\psi = \frac{\varepsilon - \varepsilon_1}{\varepsilon} \quad (\text{Eq. 5.2})$$

Em que:

- ψ - Grau de restrição;
- ε - Extensão de retração livre;
- ε_1 - Extensão no anel restritivo.

Em [321] desenvolveu-se uma expressão que permite estimar o grau de restrição apenas em função da geometria do anel e propriedades dos materiais, sem conhecer as retrações livres e restringidas. Isto permite escolher o equipamento de ensaio que melhor representa as condições de campo. Para esta estimação é necessário conhecer ou estimar o módulo de elasticidade efetivo, E'_0 , que é o E_0 afetado pelo relaxamento por fluência. O seu valor é aproximadamente 60% do valor de E'_0 [329].

$$\psi = 1 - \frac{E'_0}{E_1} \frac{1}{\frac{E'_0}{E_1} - \frac{1 - \left(\frac{r_{ir}}{r_i}\right)^2 \left[(1 + \mu_0) \left(\frac{r_e}{r_i}\right)^2 + (1 - \mu_0) \right]}{1 - \left(\frac{r_e}{r_i}\right)^2 \left[(1 + \mu_1) \left(\frac{r_{ir}}{r_i}\right)^2 (1 - \mu_1)^2 \right]}} \quad (\text{Eq. 5.3})$$

Em que:

- r_e - Raio externo do anel de betão;
- r_i - Raio interno do anel de betão;
- r_{ir} - Raio interno do anel restritivo;
- E'_0 - Módulo de elasticidade efetivo do betão (afetado pela fluência);
- E_1 - Módulo de elasticidade do material do anel restritivo;
- μ_0 - Coeficiente de Poisson do betão;
- μ_1 - Coeficiente de Poisson do material do anel restritivo.

Em condições não isotérmicas o ensaio deixa de ser passivo. Em caso de haver uma subida de temperatura, o núcleo expande e o ψ ultrapassa os 100%. Nesta situação será necessário ter em consideração os coeficientes de dilatação térmica do betão e do anel restritivo, ou recorrer a extensómetros que permitam registar a história de extensões ao longo do tempo em intervalos de curta duração. Os gradientes de tensão podem fazer variar o grau de restrição ao longo da secção transversal, mas numa percentagem inferior a 7%, pelo que o seu efeito pode ser desprezado [321].

5.1.4 Tamanho e Geometria

Em [327] fez-se variar a espessura e altura dos anéis de betão e concluiu-se que quanto maior a espessura do anel de betão maior é o tempo de fissuração, que é justificado com uma maior resistência à tração. Em [326] comprova-se esta maior sensibilidade à fissuração em anéis de betão com paredes menos esbeltas. Ao analisar a Figura 6.31 e Figura 6.32 observa-se que as tensões desenvolvidas aumentam com a diminuição da razão R_i/R_e para uma mesma retração livre, isto comprova-se experimentalmente em [328] e analiticamente em [316].

5.1.5 Tensões Residuais

Existem dois tipos de tensões residuais, elásticas e reais, que podem ser repartidas nas suas componentes radial e circunferencial. As tensões circunferenciais constituem o mecanismo de fissuração quando são de tração. As tensões radiais agravam o efeito das primeiras ao formar um binário, mas esse é tão reduzido que pode ser desprezado [1]. As tensões reais são geralmente medidas por extensómetros [320] [319] [321] [326] [330] [328] [322] e antigamente através de cordas vibrantes [1]. Posteriormente é possível determinar a componente circunferencial através de uma expressão analítica. As tensões elásticas são calculadas através de expressões analíticas em função das extensões livres e do E_0 .

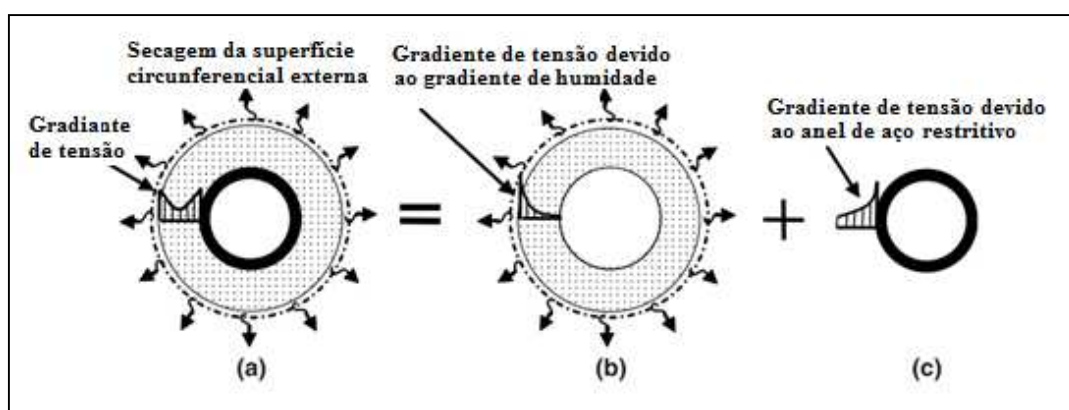


Figura 5.4 - Tensões residuais devido a restrições externa (c), interna (b), e sobreposição dos efeitos (a), adotado de [319]

O campo de tensões no ensaio de anel não é uniforme e depende da razão entre o raio interior e exterior, o que dificulta a análise de dados. Grysowski e Shah [331] calcularam as tensões em beatões endurecidos com várias espessuras e concluíram que as tensões tangenciais interiores e exteriores só diferem em 10% e que as tensões radiais são inferiores a 20% das tensões tangenciais.

As extensões livres podem ser obtidas através de ensaios de retração livre de anéis de argamassa ou betão não restringidos [1] ou de provetes prismáticos [328], onde se comete um erro geométrico.

Através do ensaio de anel é possível obter as tensões de restrições externas provenientes do anel restritivo (Figura 5.4 c), autorrestringidas associadas a gradientes de contração em provetes que secam circunferencialmente (Figura 5.4, b) e a sobreposição de ambas (Figura 5.4, a) [326] [321] [319]. No último caso ocorre uma competição entre as tensões: as de restrição externa são máximas junto ao anel nuclear enquanto que as de autorrestricção têm o seu pico na face exterior do betão, onde ocorre a maior taxa de evaporação. Na situação em que o campo de umidade é uniforme, as tensões junto ao anel são superiores às da situação de sobreposição dos efeitos, porque os provetes apresentam uma maior superfície de secagem, o que gera uma maior retração de secagem [326]. Em "c" as fissuras desenvolvem-se do raio interior para o exterior do betão e em "a" no sentido contrário, iniciam onde reside o maior diferencial de umidade [319]

[326] [327]. Os anéis expostos à sobreposição dos efeitos têm um menor tempo de fissuração, apesar de a retração de secagem ser inferior. A menor evaporação diminui a tensão junto ao anel restritivo relativamente ao caso de evaporação homogênea, mas a tensão de pico junto à superfície exterior do betão é superior, o que justifica a fissuração prévia [319] [327] [326].

5.1.5.1 Tensões Residuais Elásticas

Existem diversas expressões para calcular as tensões elásticas de restrição externa, Shah et al [323] e Kovler et al [324] apresentaram um tratamento analítico para o cálculo de tensões considerando a geometria e as propriedades do betão, Kovler *et al* [316] acrescentaram o módulo de elasticidade do anel restritivo, E_1 :

$$\frac{\sigma_r}{E_0 \varepsilon} = -\frac{kr^2_i}{2} \left(\frac{1}{r^2_e} - \frac{1}{r} \right) \quad \frac{\sigma_\theta}{E_0 \varepsilon} = -\frac{kr^2_i}{2} \left(\frac{1}{r^2_e} + \frac{1}{r} \right) \quad (\text{Eq. 5.4}) \text{ e } (\text{Eq. 5.5})$$

Em que o parâmetro k é dado por:

$$k = \frac{e(1 + \mu_0) + 1 - \mu_0}{e(1 + \mu_0) + (1 - \mu_0) \left(\frac{r^2_i}{r^2_e} \right)} \quad e = \frac{1 + \left(\frac{\left(\frac{E_0}{E_1} \right) (1 - \mu_1)}{(1 + \mu_0)} \right)}{1 - \left(\frac{\left(\frac{E_0}{E_1} \right) (1 - \mu_1)}{(1 - \mu_0)} \right)}$$

Em que:

- r - Raio do ponto em que a tensão é calculada;
- σ_θ - Tensão circunferencial elástica no raio, r;
- σ_r - Tensão radial elástica no raio r;
- E_0 - Módulo de elasticidade betão.

Kovler *et al* [316] introduziram as propriedades térmicas dos materiais, o que permite ter em conta os efeitos de variações volumétricas térmicas:

$$\begin{aligned} \frac{\sigma_r}{E_0} = & -\frac{\varepsilon + \alpha_0 T}{2} \left(1 - \frac{r_i^2}{r^2} \right) \\ & + \left\{ \alpha_1 T \left[\frac{r_i^2}{r_e^2} - \frac{1}{1 - \mu_0} \left(\frac{r_i^2}{r^2} \right) \right] \right. \\ & + \left. \frac{1}{2} (\varepsilon + \alpha_0 T) \left(1 - \frac{r_i^2}{r_e^2} \right) \left[p + q \frac{1 - \mu_0}{1 + \mu_0} \left(\frac{r_i^2}{r^2} \right) \right] \right\} \\ & \times \left[p + q \frac{1 - \mu_0}{1 + \mu_0} \left(\frac{r_i^2}{r_e^2} \right) \right]^{-1} \end{aligned} \quad (\text{Eq. 5.6})$$

$$\begin{aligned} \frac{\sigma_{\theta}}{E_0} = & -\frac{\varepsilon + \alpha_0 T}{2} \left(1 - \frac{r_i^2}{r^2}\right) - (\varepsilon + \alpha_1 T) \\ & + \left\{ \alpha_1 T \left[\frac{r_i^2}{r_e^2} + \frac{1}{1 - \mu_0} \left(\frac{r_i^2}{r^2}\right) \right] \right. \\ & + \left. \frac{1}{2} (\varepsilon + \alpha_0 T) \left(1 - \frac{r_i^2}{r_e^2}\right) \left[p - q \frac{1 - \mu_0}{1 + \mu_0} \left(\frac{r_i^2}{r^2}\right) \right] \right\} \\ & \times \left[p + q \frac{1 - \mu_0}{1 + \mu_0} \left(\frac{r_i^2}{r_e^2}\right) \right]^{-1} \end{aligned} \quad (\text{Eq. 5.7})$$

Em que:

$$p = 1 + \frac{E_0}{E_1} \left(\frac{1 - \mu_1}{1 - \mu_0} \right) \quad e \quad q = 1 - \frac{E_0}{E_1} \left(\frac{1 - \mu_1}{1 - \mu_0} \right)$$

Em que:

T - Variação térmica;

α_0 - Coeficiente de dilatação térmica do betão;

α_1 - Coeficiente de dilatação térmica do material nuclear.

5.1.5.2 Tensões Residuais Reais

Vários autores apresentam expressões analíticas que permitem converter as extensões medidas no anel restritivo nas tensões normais que atuam no betão [320] [328] [321] [326] [319]. As tensões reais podem ser diretamente comparadas com as f_{ctm} ou critérios de fraturação. Aqui será apresentada a expressão de Moon e Weiss [319], pois estes desenvolveram-na de modo a que se possa considerar as tensões provenientes dos gradientes de contração, causados pela secagem circunferencial:

$$\sigma_{\theta\varepsilon_1} = -\varepsilon_1 E_1 \frac{r_e^2 - r_i^2}{2(r_e^2 - r_i^2)} \left(1 + \frac{r_e^2}{r^2} \right) \quad (\text{Eq. 5.8})$$

Em que:

$\sigma_{\theta\varepsilon_1}$ - Tensão circunferencial real de restrição externa.

$$\sigma_{\theta\nabla\varepsilon} = \frac{\varepsilon E_0}{r^2} \left[\frac{r^2 + r_i^2}{r_e^2 - r_i^2} [f(r_e) - f(r_i)] + f(r) - f(r_i) - \text{erfc}(A)r^2 \right] \quad (\text{Eq. 5.9})$$

Em que:

$$f(r) = \gamma^2 \left[\frac{1}{2} \text{erfc}(A)A^2 + \text{erfc}(A) + \text{erfc}(A) \frac{r_e}{\gamma} A + \frac{2}{\sqrt{\pi}} \left(\frac{-A}{4e^{A^2}} + \frac{\sqrt{\pi} \cdot \text{erfc}(A)}{8} + \frac{r_e}{2e^{A^2}\gamma} \right) \right]$$

$$A = \left(\frac{r_e - r}{\gamma} \right) \quad \gamma = 2\sqrt{Dt}$$

Em que:

$\sigma_{\theta\nabla\varepsilon}$ - Tensão circunferencial provocada pelo gradiente de humidade.

$$\sigma_{\theta\nabla\epsilon+\epsilon_1} = -\epsilon_1 E_1 \frac{r_e^2 - r_i^2}{2(r_e^2 - r_i^2)} \left(1 + \frac{r_e^2}{r^2} \right) + \frac{\epsilon E_0}{r^2} \left[\frac{r^2 + r_i^2}{r_e^2 - r_i^2} [f(r_e) - f(r_i)] + f(r) - f(r_i) - \operatorname{erfc}(A)r^2 \right] \quad (\text{Eq. 5.10})$$

Em que:

$\sigma_{\theta\nabla\epsilon+\epsilon_1}$ - Tensão circunferencial sobreposta (restrição externa + gradiente de humidade).

5.1.6 Relaxamento por Fluência

Segundo [328] o relaxamento por fluência pode ser obtido pela diferença entre a tensão elástica e a tensão real, ainda referem que este efeito aumenta com o grau de restrição. Coutinho (Figura 5.5) [1] determina a energia total dissipada subtraindo o integral do gráfico tensão elástica-extensão restringida ao integral da tensão real-extensão restringida, em que o segundo valor representa a energia potencial. Ele ainda decompõe a energia potencial em energia potencial elástica e em energia potencial de distorção.

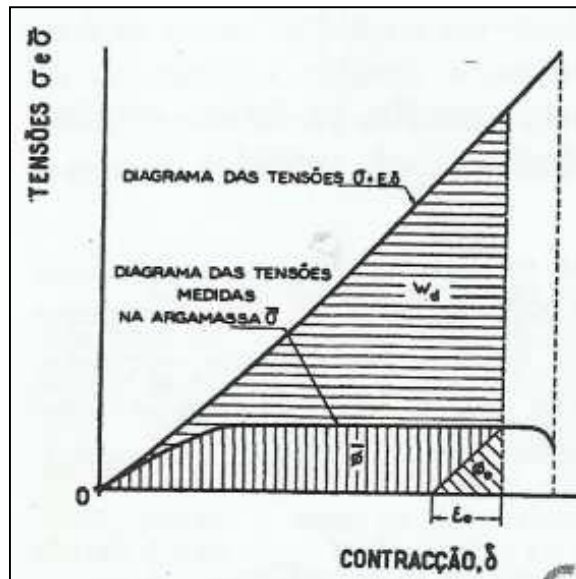


Figura 5.5- Energias associadas a deformação livre e restringida [1]

$$w = \frac{E_0 \epsilon_1^2}{2} \quad (\text{Eq. 5.11})$$

Em que:

w - Energia de tensão elástica;

Φ é a energia potencial que se obtém através do integral do gráfico tensão real- extensão.

$$\Phi_e = \frac{\sigma_{real}^2}{2E'_0} \quad \Phi_d = \Phi - \Phi_e \quad w_d = w - \Phi \quad (\text{Eq. 5.12}), (\text{Eq. 5.13}) \text{ e } (\text{Eq. 5.14})$$

Em que:

Φ_e - Energia potencial elástica;

Φ_d - Energia potencial de distorção;

w_d - Energia dissipada.

σ_{real} - Tensão circunferencial real (poderá utilizar-se $\sigma_{\theta\varepsilon_1}$ ou $\sigma_{\theta\nabla\varepsilon+\varepsilon_1}$ consoante as condições de cura)

5.1.7 Correlações

Uma vez que o relaxamento por fluência é obtido pela diferença entre as tensões elásticas e as tensões reais, é possível determinar uma através da outra, conhecendo o módulo de elasticidade efetivo [321]. O E'_0 incorpora o efeito de relaxamento e pode ser obtido através da fluência, o seu valor é aproximadamente 60% do E_0 [329].

$$\frac{\varepsilon_1}{\varepsilon} = \frac{E'_0}{E_1} \frac{2}{1 - \left(\frac{r_{ir}}{r_i}\right)^2} \frac{1}{\frac{E'_0}{E_1} \left[(1 + \mu_0) \left(\frac{r_{ir}}{r_i}\right)^2 + (1 - \mu_0) \right]} \quad (\text{Eq. 5.15})$$

Da mesma forma é possível obter o E'_0 através dos valores de ε_1 e ε antes de fissuração [320].

$$E'_0 = \frac{\sigma_{real}}{\varepsilon\psi} \quad (\text{Eq. 5.16})$$

5.1.8 Variação de Comprimento Perimetral

Shah e Weiss [320] apresentam equações para determinar a variação do comprimento perimetral. A representação gráfica dessas variações foi utilizado neste trabalho (*vide* 6.2.5.2) para avaliar a influência dos vários efeitos na fissuração.

5.1.8.1 Retração Livre

A seguinte expressão representa a variação do comprimento perimetral em função da variação térmica e a retração livre de um anel não restringido. Esta expressão foi reformulada para poder considerar a variação volumétrica térmica:

$$\Delta L_{\varepsilon+T} = (\varepsilon + \alpha_0 T) 2\pi r_i \quad (\text{Eq. 5.17})$$

Em que $\Delta L_{\varepsilon+T}$ é a variação perimetral devido a variação térmica e a retração livre.

5.1.8.2 Retração Restringida

A variação do comprimento perimetral de um anel restringido pode ser obtido através da soma de três componentes:

$$\Delta L_{restringido} = \Delta L_{tensão} + \Delta L_{\%restricção} + \Delta L_{fissuras} \quad (\text{Eq. 5.18})$$

Em que $\Delta L_{tensão}$ é a variação do comprimento devido à tensão residual, $\Delta L_{\%restricção}$ deve-se ao grau de restrição imperfeito e $\Delta L_{fissuras}$ é o comprimento da soma das fissuras de cada anel:

$$\Delta L_{tensão} = \frac{\sigma_{real}}{E_0} 2\pi r_i \quad \Delta L_{\%restrição} = \varepsilon 2\pi r_i (1 - \psi) \quad (\text{Eq. 5.19}) \text{ e } (\text{Eq. 5.20})$$

5.2 ENSAIOS EM PAINÉIS

O ensaio de painel foi desenvolvido com a intenção de avaliar o desempenho de fibras para reduzir a retração plástica [332] [333]. O ensaio consiste em moldar o betão num molde, com dimensões de aproximadamente 1x1m (Figura 5.6, direita), com bandas na periferia. A superfície é exposta a secagem com vento quente. O desempenho do betão em relação à resistência à fissuração é avaliado de várias formas: área total fissurada, que é obtida pelo produto entre a largura e o comprimento das fissuras; número de fissuras por unidade de área; espessura média e máxima de fissura e comprimento total de fissura [334].

5.3 ENSAIOS LONGITUDINAIS

Os ensaios longitudinais podem ser subdivididos em várias categorias e neste trabalho serão apresentadas três categorias diferentes:

- I. Longitudinais qualitativos;
- II. Longitudinais ativos;
- III. Longitudinais passivos.

5.3.1 Longitudinais Qualitativos

Num método de ensaio elaborado por Berke e Dallaire (Figura 5.6, esquerda) [335] para avaliar a fissuração plástica aplicaram-se saliências metálicas que induzem fissuras. Os provetes são expostos ao fluxo de ar e a avaliação de sensibilidade à fissuração é feita em termos de espessura e comprimento das fissuras. Noutro ensaio elaborado por Bantia *et al* [336] [337] a restrição é induzida por ancoragens triplas na extremidade. Um provete prismático (40x40x500 mm) é moldado sobre uma chapa com rodas que permite um deslizamento longitudinal sem fricção. Para avaliar a sensibilidade à fissuração calcula-se o comprimento e a largura total de fissuras, que são observadas com um microscópio.

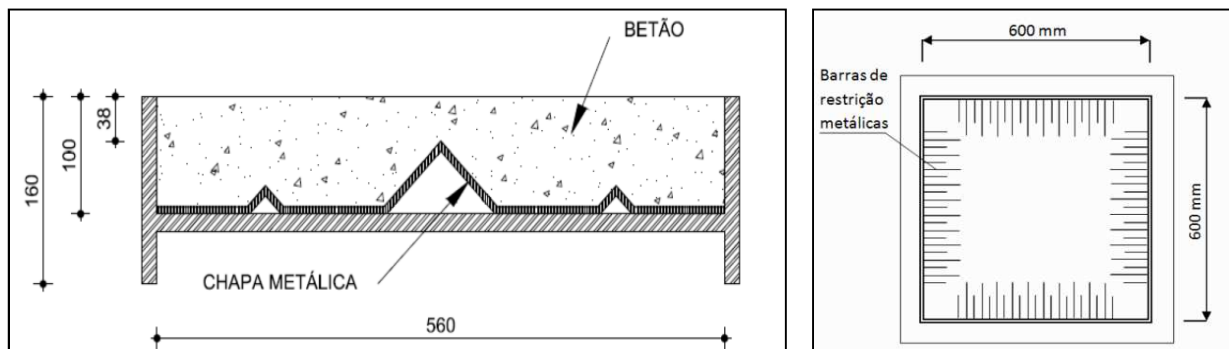


Figura 5.6 - Descrição esquemática do ensaio elaborado por Berke e Dallaire [335] (esquerda) e do ensaio de painel [338]

5.3.2 Longitudinais Passivos

Os ensaios longitudinais ativos foram desenvolvidos na Universidade Técnica de Munique, para estudar tensões provenientes de deformações térmicas desenvolvidas sob condições restringidas. O ensaio também pode ser utilizado para avaliar retrações restringidas, fazendo o ensaio em condições isotérmicas. O ensaio foi descrito por vários autores [339] [340] e é recomendado pela RILEM [341]. A restrição é alcançada por intermédio de duas barras longitudinais que contêm medidores de extensão. As tensões são calculadas através da extensão e da área das secções do aço e betão. Este ensaio acomoda tensões de compressão e tração que resultam das variações térmicas, as barras têm um baixo coeficiente de dilatação térmica de modo a não induzir tensões no betão.

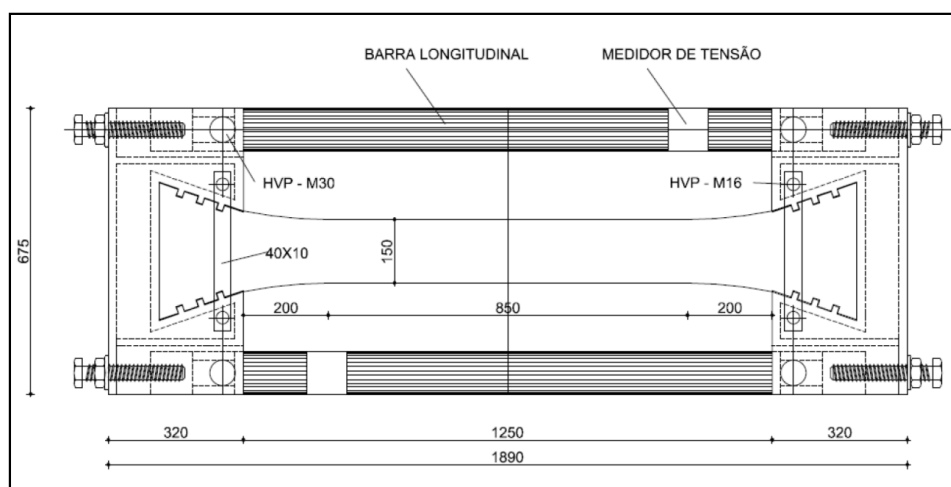


Figura 5.7 - Descrição esquemática do ensaio longitudinal passivo [341]

Para garantir as condições isotérmicas, os moldes são feitos de material isolante e na interface betão-molde coloca-se uma chapa de cobre para garantir variações térmicas uniformes. Existe a possibilidade de fazer circular água num sistema de tubagem do molde para um ajustamento das condições térmicas. As medições podem ser iniciadas imediatamente após a moldagem [342]. Os parâmetros obtidos em ensaios térmicos são as curvas de tensão, a temperatura de tensão nula e a temperatura de fissuração. No caso de não ocorrer fissuração é necessário induzir uma diminuição térmica para provocar uma maior retração térmica. Quanto mais baixa a temperatura de fissuração menor é a sensibilidade de fissuração do betão. O Japan Concrete Institute também recomenda um ensaio passivo para avaliar a fissuração induzida por retração autógena e dilatação térmica [343].

5.3.3 Longitudinais Ativos

Os ensaios longitudinais ativos não dependem da razão de rigidez entre o betão e o equipamento, ao contrário dos ensaios longitudinais passivos. Estes ensaios permitem obter dados de restrição total independentes da rigidez do elemento restritivo. Nestes ensaios existe uma fixação estática e outra móvel, esta última é recolocada periodicamente na sua posição

inicial para então medir a carga aplicada. Os ensaios longitudinais ativos podem ser classificados consoante a orientação do provete:

- I. Ensaios longitudinais ativos verticais;
- II. Ensaios longitudinais ativos horizontais.

5.3.3.1 Longitudinais Ativos Verticais

No ensaio longitudinal ativo vertical, o provete é colocado numa posição vertical, a fixação inferior é estática e a superior é dinâmica (Figura 5.8). O comprimento é ajustado através da fixação móvel no decorrer da retração e a carga induzida é medida. Vários modelos de ensaios longitudinais ativos verticais foram desenvolvidos por vários autores: Paillère *et al* [344], Bentur *et al* [81] e Brooks e Jiang [292].

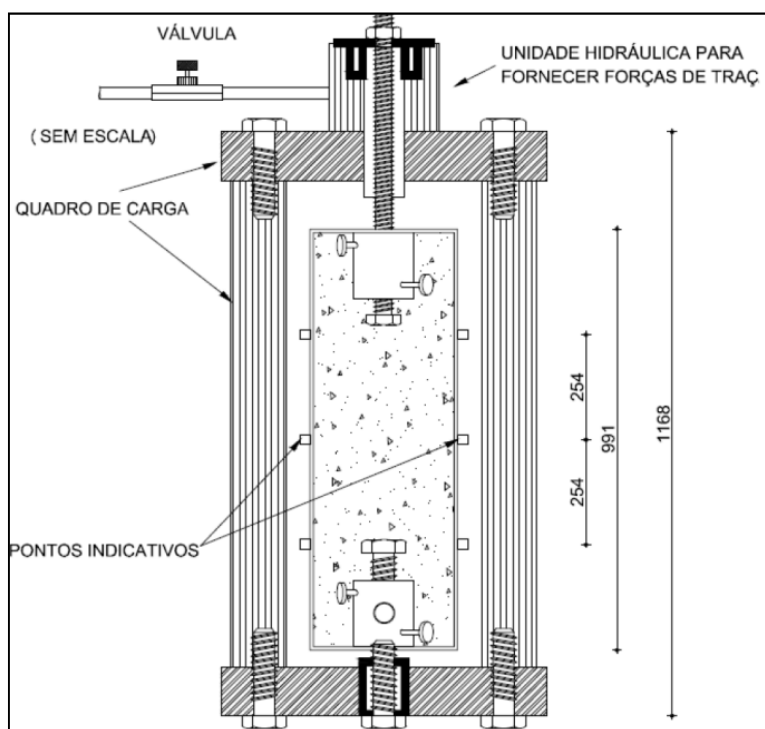


Figura 5.8 - Descrição esquemática do ensaio longitudinal ativo vertical [81]

5.3.3.2 Longitudinais Ativos Horizontais

Os ensaios longitudinais ativos horizontais são adequados para fazer medições desde a moldagem. Os ciclos para o ajustamento longitudinal são muito curtos, pelo que a deformação que ocorre entre os ciclos é pequena, podendo considerar-se que o betão está totalmente restringido [345]. A "Temperature Stress Testing Machine" (TSTM) desenvolvida por Springenschmid *et al* [341] é recomendada pela RILEM e tem duas aplicações: estudar as deformações térmicas e autogéneas tanto como as respetivas fissurações associadas. Bloom e Bentur [345] e Breugel utilizaram a referida máquina para avaliar a deformação autogénea de betões de alta resistência. Bloom e Bentur também estudaram a fissuração associada. Springenschmid *et al* [341] analisaram a sensibilidade à fissuração de betões, induzindo variações térmicas.

5.4 ENSAIOS DE BASE RESTRINGIDA

Os ensaios de base restringida podem ter várias finalidades e desta forma podem ser divididos em dois tipos:

- I. Ensaio de fissuração;
- II. Ensaio de ondulação.

5.4.1 Ensaio de Fissuração

Na Alemanha [346] [347] desenvolveu-se um ensaio de retração restringida em que a base é um molde em forma de "V" de aço (Figura 5.9). Este ensaio mede o número de fissuras, a largura máxima e média de fissura, tempo de fissuração e a descolagem do aço. O ensaio tem uma sensibilidade de 0.02 mm e é utilizado para avaliar o desempenho de aditivos plásticos em sobreposições. Quando as fissuras ultrapassam os 0.1 mm ou há falhas de ligação, o material considera-se inaceitável.

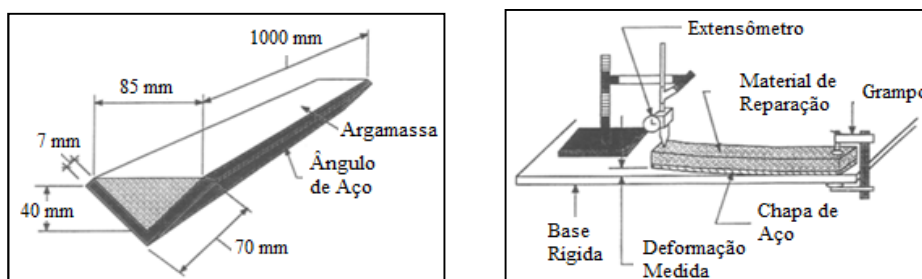


Figura 5.9 - Descrição esquemática do ensaio de base restringida por um molde em "V" [346] [347] e o ensaio de ondulação desenvolvido pelo Structural Prevention System [346]

Outro método de ensaio foi desenvolvido por Banthia *et al* [348]. Neste ensaio a base restritiva é constituída por uma placa de betão rugosa, na qual se colou agregado de 20 mm manualmente.

5.4.2 Ensaio de ondulação

O "Structural Prevention System" [346] desenvolveu um ensaio de ondulação para avaliar o desempenho de camadas de reparação (Figura 5.9 direita). Neste ensaio o betão é moldado num suporte de aço, que é revestido com epoxy e areia, para garantir a ligação entre o suporte e a camada cimentícia. Um lado do provete está fixo e o outro está livre de encurvar e o mesmo está exposto a secagem. O desempenho da camada de reparação é avaliada medindo a encurvadura do lado livre.

A Universidade de Laval [346] desenvolveu um ensaio em que se mede a deformação da fibra média de uma viga sujeita a secagem unilateral. Este ensaio pode subdividir-se em duas aplicações: o provete é feito apenas pelo material a ensaiar e avalia-se a tendência inerente de encurvar; uma primeira camada de referência é betonada e endurecida, e só depois se faz a moldagem de uma camada de betão fresco a ensaiar. Assim é possível avaliar a compatibilidade entre dois materiais, sensibilidade de fissuração e simular uma reparação real. Este ensaio também permite avaliar a absorção de água pela camada de suporte.

6 TRABALHO EXPERIMENTAL

Neste capítulo apresentam-se os procedimentos experimentais, análise de dados obtidos e as respetivas conclusões, do trabalho experimental.

É importante referir que todo o trabalho laboratorial foi elaborado em conjunto com a mestranda Leidyamar dos Santos, pois o grande volume de trabalho de alguns ensaios não permitiu trabalhar sozinho. A primeira parte do trabalho experimental teve uma duração de cerca 4 meses e foi efetuado no Laboratório dos Materiais de Construção da Universidade do Algarve e a 2ª parte do trabalho, que teve uma duração de cerca 1 mês, foi executado no Laboratório Nacional de Engenharia Civil, no Núcleo dos Betões. O trabalho experimental é constituído por 13 ensaios:

- I. Ensaio de Espalhamento;
- II. Ensaio de Caixa L;
- III. Ensaio de Escoamento no Funil V;
- IV. Determinação dos tempos de Presa;
- V. Ensaio de Flexão e Compressão de betões com registo dos gráficos tensão-deformação;
- VI. Ensaio de Flexão e Compressão de argamassas;
- VII. Ensaio do módulo de elasticidade de argamassas;
- VIII. Ensaio de retração total de provetes prismáticos 2,5x2,5x28,5 cm;
- IX. Ensaio de Retração total de provetes prismáticos 4x4x16 cm;
- X. Ensaio de Retração submersa de provetes prismáticos 4x4x16 cm;
- XI. Ensaio de retração autógena em tubos corrugados;
- XII. Ensaio de retração química;
- XIII. Ensaio de anel.

Os ensaios I,II,III, IV, e XII foram executados em conjunto, V,VI,VII, VIII, XIII são da minha autoria e IX, X,XI são da autoria da mestranda Leidyamar dos Santos. Todas as amassaduras foram executadas em conjunto. Neste trabalho serão apresentados os ensaios referentes a minha autonomia e aqueles que foram realizados em conjunto. Os restantes ensaios serão exclusivamente apresentados na tese de mestrado intitulada "Estudo da Influência de Retardadores de Presa na Eficiência de Adições Expansivas no Controlo de Retração dos Betões" de Leidyamar dos Santos da Universidade de Évora. O objetivo do presente trabalho prático consiste em avaliar o desempenho de adições expansivas para diferentes estados de rigidez e humidade da microestrutura do betão, adquiridos com diferentes tempos de presa, com vista a diminuir a retração e a mitigar a fissuração de um betão autocompactável. Os ensaios I a III serviram para garantir uma boa trabalhabilidade do betão, através do IV pretendeu-se criar composições que abrangessem um vasto leque de tempos de presa. V, VI e VII forneceram dados necessários para a avaliação do grau de restrição; resistência à fissuração; cálculo das tensões residuais e relaxamento por fluência; assim como para controlar as resistências mecânicas das composições. O ensaio XII foi executado para avaliar a influência do expansivo nas reações de hidratação e por último o ensaio de anel avalia a vulnerabilidade à fissuração do betão.

6.1 PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

Neste capítulo apresentam-se as condições de armazenamento dos materiais e conservação dos provetes; procedimentos de amassadura; moldagem/desmoldagem e as técnicas de leitura e cálculo dos dados finais, de todos os ensaios efetuados.

6.1.1 Determinação das Composições

Como já referido anteriormente a composição do betão foi adotada da tese de doutoramento de [5]. No presente trabalho a otimização desta composição teve dois objetivos:

- I. Determinar a dosagem de superplastificante de modo a garantir que o betão seja autocompactável;
- II. Determinar dosagens de retardador de presa que permitam cobrir uma vasta gama de tempos de presa, possibilitando posteriormente avaliar em que fase a microestrutura do betão apresenta uma melhor resposta ao expansivo.

6.1.1.1 Armazenamento dos Materiais

Em todo o trabalho experimental os materiais foram colocados numa sala climatizada (SC) com uma temperatura de 20 °C e uma humidade relativa de 45%, no mínimo um dia antes de realizar as amassaduras. Os agregados e os ligantes foram armazenados em bidões fechados, os primeiros foram previamente secos em estufa.

6.1.1.2 Amassaduras

As amassaduras foram realizadas em diferentes misturadoras, consoante a quantidade de material necessária para os determinados ensaios, mas todas as misturadoras foram de eixo vertical. Numa misturadora de grande porte (Figura 6.1 esquerda), que se encontrava numa sala não climatizada no LMC, realizaram-se amassaduras de 10L e 30L. Numa misturadora de médio porte (Figura 6.1, meio), que também se encontrava numa sala não climatizada no LNEC, executaram-se amassaduras de 1,5L; 2,5L; 3,5L e 4L. Numa misturadora de pequeno porte, (Figura 6.1, direita), que se encontrava na SC fizeram-se amassaduras de 1,5L.



Figura 6.1- Diferentes misturadoras utilizadas no trabalho laboratorial

As misturadoras de médio e pequeno porte são constituídas por um recipiente de aço e uma por pá misturadora (Figura 6.1, direita), acionada por um motor elétrico. A pá misturadora roda sobre si mesma, acompanhada por um movimento planimétrico em torno do eixo do recipiente. Estes dois sentidos de rotação são opostos. A misturadora de grande porte não tem velocidade regulável e nas misturadoras de médio e pequeno porte optou-se por executar as amassaduras com velocidade lenta, uma vez que se produziu betão e as referidas misturadoras foram concebidas para a produção de argamassas. A ordem de adição dos materiais adotada foi realizada de acordo com o indicado nas fichas técnicas dos aditivos:

- I. Introduziu-se brita; cimento; cinzas volantes; expansivo e areia, pela ordem referida;
- II. Misturou-se durante 20s em seco;
- III. Misturou-se durante 2min adicionando a 1ª metade da água; o retardador de presa; a 2ª metade da água e o superplastificante, por esta ordem. Nas composições sem retardador de presa introduziu-se toda a água de uma só vez. Considerou-se que o início da amassadura coincide com o início da introdução de água;
- IV. Retirou-se a panela e misturou-se manualmente durante 1min e 30s, para raspar o material depositado nas paredes e no fundo do recipiente (apenas nas misturadoras pequena e média);
- V. Misturou-se a composição completa durante 3min nas amassaduras com o superplastificante "Glenium Sky" e 5min nas amassaduras com o superplastificante "Ace 40" que demorou mais tempo à atuar.

6.1.1.3 Trabalhabilidade

Neste subcapítulo descrevem-se os ensaios efetuados para garantir que as composições sejam autocompactáveis (capítulo 4.1). Para a realização dos ensaios de trabalhabilidade foram necessárias grandes quantidades de material, pelo que se executaram amassaduras de 30L:

- I. **Ensaio de Espalhamento** [349]: este ensaio consiste em encher um cone de Abrams com betão, sem compactação. Após o enchimento levanta-se o cone na vertical e mede-se o diâmetro do betão espalhado (Figura 6.2, esquerda) em duas direções ortogonais entre si, em que uma das direções representa o maior diâmetro. O valor médio dos dois diâmetros representa o espalhamento do betão.



Figura 6.2- Ensaio de Espalhamento (esquerda), Escoamento no "Funil V" (meio) e "Caixa L" (direita)

- II. **Ensaio de Escoamento no Funil V [350]** : neste ensaio enche-se um funil (Figura 6.2, meio) com a comporta fechada e sem compactar. De seguida abre-se a comporta e mede-se o tempo entre a abertura e o instante em que se vê claridade, olhando de cima para o interior do funil.
- III. **Ensaio de Caixa L [351]**: Este ensaio consiste em avaliar a capacidade de passagem do betão autocompactável através de uma abertura estreita com armaduras. A Caixa L (Figura 6.2, direita), com a comporta fechada, é preenchida com betão sem compactar. Quando a componente vertical está totalmente preenchida, abre-se a comporta e o betão flui, através dos espaços entre os 3 varões, para a componente horizontal. Quando o fluxo de betão está terminado, mede-se a altura de betão no final da caixa (H1) e junto à comporta (H2). A razão H1/H2 é relacionada com a capacidade de passagem da caixa.

6.1.1.4 Tempos de Presa

O objetivo do ensaio dos tempos de presa, no presente trabalho, consiste em determinar as dosagens de retardador de presa de modo a cobrir uma vasta gama de tempos de presa, que permita relacionar o grau de desenvolvimento da microestrutura do betão com a eficiência do expansivo. O ensaio foi realizado segundo a norma [352] e pode ser subdividido em duas etapas:

I. Preparação e conservação dos provetes: Realizaram-se amassaduras de 30L e registou-se o instante em que se adicionou a água (início da amassadura). Após terminar a amassadura peneirou-se manualmente o betão num peneiro definido na norma ASTM E 11-70, que corresponde ao peneiro de abertura nominal de 4,76 mm (Figura 6.3, esquerda).



Figura 6.3- Peneiro de abertura nominal 4,76 mm (esquerda) e molde de tempos de presa (direita)

Os moldes vazios (55x15x15 cm), rígidos, estanques e limpos, foram colocados na SC, de seguida foram preenchidos com a argamassa até 1 cm da superfície dos mesmos e tapados com 3 placas de vidro que foram separadas do molde através de juntas de borracha, para evitar a evaporação da água (Figura 6.3,direita). Quando necessário retirou-se a água de exsudação com um papel absorvente.

II. Determinação dos tempos de presa: O equipamento de medição dos tempos de presa é constituído por uma série de agulhas metálicas de secção circular com área decrescente, que são adaptadas a um aparelho de medição de resistência do betão à penetração constituído por um mecanismo de molas que exercem força sobre as agulhas, Figura 6.4. As agulhas têm uma extremidade plana normal ao eixo e a sua área é escolhida consoante a consistência do betão.

Estas são penetradas no betão até uma marca de referência num intervalo de 10s, no fim desse intervalo regista-se a força aplicada, a hora da medição e a área da agulha. Na penetração das agulhas deve-se ter em conta as distâncias mínimas entre as várias penetrações e entre as penetrações e a parede do recipiente.



Figura 6.4 - Equipamento de medição dos tempos de presa

O primeiro ensaio realizou-se quando o betão possuía resistência suficiente para suportar o peso próprio da maior agulha. Os seguintes ensaios foram realizados com intervalos de 1h até atingir o fim de presa. A resistência a penetração obteve-se, dividindo a força de penetração pela área da respetiva agulha. O início e o fim de presa correspondem a estados convencionais de endurecimento, caracterizados pelas resistências de penetração da agulha de 3,5 e 27,6 MPa.

6.1.2 Propriedades Mecânicas

Realizaram-se ensaios de flexão, compressão e módulo de elasticidade de betão e argamassa em provetes 4x4x16 cm. Estes ensaios serviram para controlar a evolução da microestrutura do betão, avaliar a resistência a fissuração por intermédio das f_{ctm} , o grau de restrição e calcular as tensões elásticas do ensaio de anel

6.1.2.1 Betões

I. Preparação e conservação dos provetes: Executaram-se amassaduras de 1,5L ou 10L e encheram-se moldes de 4x4x16 cm (Figura 6.5), que estavam preparados com óleo de cofragem e colocados na SC. Os provetes foram cobertos com placas de vidro para evitar a evaporação de água até à descofragem, que foi realizada quando a f_{cm} estava compreendida entre 2 e 5 MPa. Após a descofragem os provetes mantiveram-se na SC dentro de um armário aberto.



Figura 6.5- Moldagem e conservação de provetes 4x4x16 cm, para ensaios de flexão, compressão e E_o

II. Medição da resistência mecânica: Os ensaios foram efetuados aos 1; 3; 7 e 28 dias numa máquina universal segundo a NP EN 196-1 [249]. Ensaiou-se um provete a flexão e dois provetes à compressão em cada idade. A máquina universal (Figura 6.6, esquerda) registou os valores de tensão e deformação durante o ensaio e traçou os respetivos gráficos, dos quais se pretendeu determinar o E_o , como descrito na NP EN 1992-1-1 [353]. A resistência à tração foi determinada com a fórmula apresentada na NP EN 196-1:

$$f_{ctm} = \frac{3}{2} \frac{Fd}{b^3} \quad (\text{Eq. 6.1})$$

Em que:

f_{ctm} - Resistência à tração do betão (Mpa);

F - Força da máquina (N);

d - Distância entre apoios (mm);

b - Comprimento da aresta da secção transversal (mm).

6.1.2.2 Argamassas

I. Preparação e conservação dos provetes: Realizaram-se amassaduras de 3,5 e 4L e preencheram-se moldes de 4x4x16 cm (Figura 6.5), 3 provetes para cada composição, que estavam preparados com óleo de cofragem e colocados na SC. A descofragem realizou-se quando a f_{cm} atingiu valores compreendidos entre 2 e 5 MPa. Após a descofragem os provetes foram mantidos na SC até ao segundo dia, seguidamente foram colocados dentro de uma estufa ventilada à temperatura de 30°C, em simultâneo com os provetes do ensaio de retração livre e os de fissuração. Os provetes foram retirados da estufa após a ocorrência de fissuração dos anéis de argamassa, ou ao fim de 1h nas composições que não fissuraram.

II. Medição das propriedades mecânicas: Um dos provetes foi ensaiado ao E_o antes de colocar os outros dois em estufa, de seguida realizou-se o ensaio à flexão e compressão (Figura 6.6) segundo a norma NP EN 196-1 [249]. Os outros dois provetes foram ensaiados da mesma forma, uma hora após terem sido retirados da estufa, quando atingiram o equilíbrio térmico com o meio envolvente.



Figura 6.6- Máquina universal (esquerda), adaptações para o ensaio de flexão e compressão (meio), máquina de flexão, compressão e E_o (direita)

O E_0 foi determinado segundo a especificação LNEC E 397-1993 [354], porém, com algumas alterações, tendo em conta que os provetes eram de argamassa e a norma é relativa a betões. A máquina utilizada encontra-se na Figura 6.6 à direita.

No provete ensaiado antes do período em estufa, a carga inferior aplicada foi de 1,0 MPa e a carga superior foi de 1/4 da carga de rotura dos betões ao 2.º dia. Nos provetes ensaiados, após o período em estufa, as cargas inferior e superior foram de 1,0 MPa e 1/4 da carga de rotura dos betões obtidas ao 3.º dia, respetivamente. A base de medida foi de 80 mm e os pontos de fixação foram colocados a 40 mm dos extremos do provete, Figura 6.7 à esquerda.



Figura 6.7 - Ensaio do E_0 (esquerda), compressão (meio) e tração (direita)

As extensões nas várias bases de medida não diferiram mais que 5%. Registaram-se os valores do 4.º; 5.º e 6.º ciclos e utilizaram-se os valores do último para determinar o E_0 com a seguinte fórmula:

$$E_0 = \frac{\Delta\sigma}{\Delta\varepsilon} = \frac{\sigma_a - \sigma_b}{\varepsilon_{a,n} - \varepsilon_{b,n}} \times 10^{-3} \text{ (GPa)} \quad (\text{Eq. 6.2})$$

Em que:

σ_a - Tensão máxima aplicada (MPa);

σ_b - Tensão inicial (MPa);

$\varepsilon_{a,n}$ - Extensão para a σ_a medida no n-ésimo ciclo de carga;

$\varepsilon_{b,n}$ - Extensão para a σ_b medida no n-ésimo ciclo de carga.

6.1.3 Ensaio de Retração Química:

Este ensaio teve o objetivo de analisar a influência do expansivo na taxa de hidratação e foi executado segundo a ASTM Standard C 1608- 07 [355], técnica A.

I. Composições: o ensaio de retração química foi realizado com pasta de ligante e superplastificante. Utilizou-se apenas o superplastificante “Ace 40” e não se ensaiou o “Glenium Sky”. As quantidades de cinzas volantes e cimento foram extraídas da composição do betão através da Eq. 6.3 e considerou-se que o expansivo não é ligante.

$$M_l = \frac{M_p M_{l/m^3}}{M_{tl/m^3}} \quad (\text{Eq. 6.3})$$

Em que:

M_l - Massa de ligante para a massa de pasta (g);

M_p - Massa de pasta (g);

M_{l/m^3} - Massa de cada componente do ligante por m^3 de betão (Kg);

M_{tl/m^3} - Massa total de ligante por m^3 de betão (Kg).

A massa de água determinou-se com intermédio da razão A/l e os restantes matérias foram obtidas através da proporção linear com o cimento ou as cinzas volantes. Realizaram-se 4 composições, uma de referência, uma com a dosagem de expansivo utilizada nos betões (*vide* 6.2.1), uma com 3X a dosagem e outra com 6X a dosagem de expansivo. Na Tabela 6.1 apresentam-se as quantidades de materiais de cada composição:

Tabela 6.1- Massas de material utilizados no ensaio de retração química

Designação da Amassadura	Cimento(g)	Cinzas Volantes(g)	Água(g)	ACE 40(g)	Expansivo(g)
Ace Referência	93,33	56,67	63,97	1,09	----
Ace Expansivo					6,58
Ace 3xExpansivo					19,74
Ace 6xExpansivo					39,48

II. Amassaduras: As amassaduras de 150g foram executadas num gobelé de 200 ml, com uma colher de metal, numa sala climatizada à temperatura de 20 °C. Os materiais foram pesados em góbeles de vidro numa balança com uma precisão de 0,01 g. Os materiais foram introduzidos com a seguinte sequência: cimento; cinzas volantes; expansivo; misturado em seco; água e superplastificante. A composição foi amassada até atingir uma consistência homogénea da pasta de ligante, cujo tempo dependeu da quantidade de expansivo de cada amassadura.



Figura 6.8- Retração química (esquerda), leituras de retração total (meio), medidor de comprimento dotado de um defletómetro com uma barra comparadora(direita)

III. Preparação e conservação dos provetes: Realizaram-se 2 provetes para cada composição. A pasta amassada foi introduzida nos frascos de vidro com uma seringa, de modo a

evitar a entrada de quaisquer bolhas de ar. A água em excesso no tubo capilar, quando necessário, foi retirada através de um fio elétrico, do qual se retirou o núcleo, que se apertou contra um pipetador de sucção de borracha (pera) para impedir a entrada de bolhas de ar. Os provetes foram guardados num banho de água à temperatura de 20°C (Figura 6.8, esquerda) de modo a coincidir com as condições dos outros ensaios. Uma vez que os provetes estavam selados com parafina a humidade relativa da sala não se teve em consideração. Para mais pormenores *vide* ASTM Standard C 1608- 07 [355], técnica A.

IV. Leitura de retração: as leituras foram efetuadas nos tubos capilares que possuíam uma graduação de 0,01 ml e assim, a precisão foi de 0,005 ml. Foram executadas ao fim da 1.^a;2.^a;3.^a;4.^a;5.^a e 8.^ah do primeiro dia e aos 2;3;4;5;7;14 e 28 dias. A retração química foi calculada em função da massa de ligante, através da Eq. 6.4 e a respetiva massa de ligante foi determinada com a Eq. 6.5.

$$SC(t) = \frac{[h(t) - h(60\text{min})]}{M_{\text{ligante}}} \quad M_{\text{ligante}} = \frac{M_{\text{frasco} + \text{pasta}} - M_{\text{frasco vazio}}}{\left(1.0 + \frac{A}{l}\right)} \quad \begin{array}{l} \text{(Eq. 6.4)} \\ \text{(Eq. 6.5)} \end{array}$$

Em que:

$SC(t)$ - Retração química no tempo t (ml/g cimento);

$h(t)$ - Nível de água no tubo capilar no tempo t (ml);

M_{ligante} - Massa de ligante no frasco (g);

$M_{\text{frasco} + \text{pasta}}$ - Massa do frasco de vidro com cimento (g);

$M_{\text{frasco vazio}}$ - Massa do frasco de vidro vazio (g);

$\frac{A}{l}$ - Razão água ligante (cimento + cinzas volantes).

6.1.4 Ensaio de Retração Total Livre

O ensaio de retração teve o objetivo de determinar a retração livre no instante de fissuração (*vide* 6.1.5), assim como avaliar a retração ao longo do tempo das várias composições.

I. Preparação e conservação dos provetes: Os provetes escolhidos apresentaram as dimensões 2,5x2,5x28,5 (Figura 6.9) de modo a possuir a mesma secção transversal que os anéis restringidos, eliminando assim o efeito de escala. Os moldes possuíam um sistema de fixação de Pernos através dos quais posteriormente se mediu a retração. Os moldes foram preparados com óleo de cofragem, para garantir uma fácil desmoldagem e posteriormente foram colocados na SC. Realizaram-se dois provetes para cada composição.

As amassaduras foram realizadas com 1,5; 2,5; 3,5 e 4,0L na misturadora de tamanho médio (6.1.1.2). Após amassar, o betão foi peneirado com o peneiro descrito em 6.1.1.4, sobre uma mesa vibratória. A argamassa foi novamente misturada durante 20s e de seguida preencheram-se os moldes na SC. Os moldes não foram cobertos de forma a garantir as mesmas condições de cura que os anéis restringidos (6.1.5).

Os provetes foram desmoldados quando a sua f_{cm} estava compreendida entre 2 e 5 MPa, de forma a minimizar o erro na primeira leitura de retração, sem pôr em causa a integridade dos

provetes na desmoldagem. Após a desmoldagem, um dos lados de cada um dos prismas de betão foi selado com "Icosit" para assemelhar em termos de secagem o lado dos anéis de betão em contato com o anel restritivo. No 2º dia os provetes foram colocados na estufa, em simultâneo com os anéis restringidos, onde permaneceram até os anéis de betão fissurarem, ou durante 1h nas composições que não fissuraram. Após o período em estufa, foram novamente colocados na SC.



Figura 6.9 - Molde e provetes 2,5x2,5x28,5 cm de retração total livre

II. Leitura de retração: As leituras foram executadas através de um medidor de comprimento dotado de um defletómetro com uma sensibilidade de 1µm (Figura 6.8, direita), como descrito na especificação LNEC E398-1993 [356]. Antes de cada leitura verificou-se a estabilidade do medidor através do uso de barras comparadoras (Figura 6.8, direita). As leituras foram efetuadas: após a desmoldagem; ao fim de 1dia; antes de colocar em estufa; imediatamente após retirar da estufa; 2h após retirar de estufa, quando se atingiu o equilíbrio térmico com o ambiente; aos 7, 14 e 28 dias.

Antes de cada leitura limpavam-se os pernos de cada provete manualmente, com auxílio de um pano. As zonas côncavas do medidor de comprimento, que entraram em contato com os pernos esféricos dos provetes, também foram regularmente limpas.

O cálculo da extensão foi efectuado através da seguinte fórmula:

$$\varepsilon = \frac{\Delta Pt - \Delta Pi}{L} \times 100 \quad (\text{Eq. 6.6})$$

Em que:

- ε - Extensão livre do provete (%);
- ΔPt - Desvio em relação ao comprimento da barra comparadora, no instante t (mm);
- ΔPi - Desvio em relação ao comprimento da barra comparadora, na 1ª leitura (mm);
- L - Comprimento longitudinal dos provetes (mm).

III. Pesagem: A pesagem foi efetuada numa balança eletrónica com uma resolução de 0,01 g. Os provetes prismáticos foram pesados sempre que se efetuou a medição de retração, ou seja, após a desmoldagem; ao fim de 1dia; antes de colocar em estufa; imediatamente após retirar da estufa; 2h após retirar de estufa, quando se atingiu o equilíbrio térmico com o ambiente; aos 7, 14 e 28 dias.

6.1.5 Ensaio de Fissuração

Adotou-se o ensaio em anéis que já foi descrito no capítulo 5.1. No âmbito do trabalho experimental da presente tese de mestrado, este ensaio teve o objetivo de testar a vulnerabilidade à fissuração das diferentes composições, determinar o desenvolvimento das tensões residuais e compara-las com a retração total livre.

I. Descrição do equipamento: O equipamento que se teve à disposição foi elaborado por Coutinho [1] em 1954 no LNEC. É constituído por uma base de aço, um anel de aço exterior que é fixo na base através de 4 argolas de metal, elaboradas pelo técnico de laboratório, e um anel restritivo interior constituído por alumínio, Figura 6.10. Originalmente os anéis possuíam cordas vibrantes, fixas por intermédio de pernos nos anéis nucleares, que serviram para medir a variação do comprimento diametral dos mesmos, o que permitia determinar as tensões residuais na argamassa. Coutinho optou por utilizar alumínio e as dimensões geométricas apresentadas na Tabela 6.2, para permitir que deformação restringida fosse medível pela tecnologia existente na época. As cordas vibrantes foram retiradas por nós porque não estavam em condições de utilização.

Tabela 6.2- Propriedades geométricas, mecânicas e térmicas dos anéis restritivos utilizados (vide Figura 5.1)

h(mm)	r (mm)	r_i (mm)	r_e (mm)	E_1 (MPa)
25	87,5	75	100	69200
α_0	α_1	μ_0	μ_1	E_0 (MPa)
1,00E-05	2,30E-05	0,2	0,3	E(t, composição)

II. Preparação dos provetes: Realizaram-se amassaduras de 10 e 2,5L que posteriormente foram peneiradas, como descrito em 6.1.1.4. Após amassar moldou-se a argamassa à volta dos anéis de alumínio assentes nas bases de aço e preparados com óleo de cofragem. Com uma espátula alisou-se a superfície, de modo a garantir uma melhor visualização das fissuras, Figura 6.10. Para cada amassadura foram realizados 3 provetes.



Figura 6.10- Ensaio de anel, moldagem (esquerda), após moldagem (meio) e desmoldado (direita)

III. Conservação dos provetes: Uma vez que neste trabalho os provetes expostos à temperatura de 20°C e RH 45%, não fissuraram, optou-se por colocá-los numa estufa ventilada a

30°C (Figura 6.11) ao fim de 2 dias na SC, após a amassadura. Para um melhor controlo do tempo de fissuração, os anéis apenas permaneceram em estufa durante o período diurno (8h) e



Figura 6.11- Cura em estufa ventilada a 30°C

durante o período noturno (16h) foram colocados na SC. Ao fim de 7 dias inverteu-se a ordem, devido à falta de espaço na estufa. Colocaram-se os provetes de uma amassadura de cada vez na prateleira mediana da estufa, para garantir sempre as mesmas condições de exposição. Mais tarde repetiram-se amassaduras de composições que não fissuraram e que foram mantidas em estufa continuamente. A variação térmica conduziu a uma expansão do anel de alumínio, o que induziu tensões adicionais no betão [324] e assim conseguiu-se atingir a sua fissuração. Os anéis foram moldados na SC e a sua face superior ficou exposta às condições da mesma. Prosseguiu-se à desmoldagem quando a sua f_{cm} estava compreendida entre 2 e 5 MPa e foram mantidos na SC até ao 2º dia, da mesma forma que os provetes de retração livre. Resumindo, os anéis foram expostos a 3 condições de secagem diferentes: durante a fase plástica apenas a face superior esteve exposta a secagem (SC), o que causou gradientes de humidade e os respetivos gradientes de tensão [319] [326] [327]. Após a desmoldagem apenas o lado em contato com o anel de alumínio não esteve sujeito à secagem (SC), neste caso os gradientes de humidade são pouco significativos [319] [326] [327] e ao fim de 2 dias foram colocados em estufa também com um lado protegido pelo anel metálico, o que constitui uma cura bastante severa que permitiu a fissuração.



Figura 6.12- Fissuras que atravessam todo o anel

IV. Quantificação de fissuração: Neste trabalho contou-se o número de microfissuras que se desenvolveram a partir do raio exterior para o interior do anel de argamassa. Este tipo de fissuras

está associado a tensões de autorrestrrição e a gradientes de secagem e ocorrem numa fase inicial antes de se verificar a retração macroscópica propriamente dita [190]. Uma vez que estas fissuras sofrem variações na sua espessura e quantidade, ao longo do tempo optou-se por contar o seu número após o 1.º dia (a fase de maior taxa de secagem). Após a contagem do número de microfissuras dos provetes individuais, fez-se a média.

Registou-se o tempo de fissuração das fissuras que atravessaram toda a secção transversal dos anéis de betão (Figura 6.12) dos provetes individuais e determinou-se a média. O tempo de fissuração corresponde ao da primeira fissura observada em cada anel individual, nos anéis com mais que uma fissura.

A espessura média das fissuras foi determinada ao fim do dia em que os anéis fissuraram, por intermédio de um microscópio eletrónico e uma folha de acetato com uma escala graduada (Figura 6.13).



Figura 6.13- Microscópio eletrónico e folha de acetato graduada para medição da espessura de fissuras

V. Pesagem: A pesagem foi efetuada numa balança eletrónica com uma resolução de 0,01 g. Os anéis foram pesados: na desmoldagem; 1 dia antes de serem postos em estufa; de 1 em 1 hora no primeiro dia em estufa; 3 vezes por dia durante o 2.º, 3.º, 4.º e 5.º dia em estufa e antes de colocar em estufa e depois de retirar da estufa, durante a segunda semana. O ensaio considerou-se como terminado ao fim do dia de fissuração ou ao fim de 14 dias sem fissuração.

VI. Cálculo das tensões na rotura: O cálculo de tensões elásticas e reais já foi explicado na secção 5.1.5. Uma vez que houve necessidade de agravar a severidade das condições de cura, que foi conferida por uma variação térmica de 10°C, foi necessário recorrer às Eqs.5.6 e 5.7 para calcular as tensões elásticas correspondentes. Estas têm em consideração a variação volumétrica térmica. As tensões reais não foram possíveis de determinar, pois como já referido, as cordas vibrantes do equipamento não se encontravam em condições de serem utilizadas. Consequentemente o grau de restrição, o relaxamento por fluência, a energia potencial elástica, a energia potencial de distorção, a energia dissipada, a energia potencial e a variação do comprimento perimetral restringida não foram possíveis de obter.

VII. Variação de comprimento perimetral: A variação do comprimento perimetral devido à retração livre foi determinada como explicado em 5.1.8.1, posteriormente construíram-se gráficos para ilustrar a influência dos vários efeitos em causa: retração e expansão do betão, e expansão do anel de alumínio.

6.2 APRESENTAÇÃO E ANÁLISE DE DADOS

Neste subcapítulo apresentam-se os resultados obtidos durante o trabalho laboratorial, principalmente sob a forma de gráficos de dispersão e barras, elaborados em folha de cálculo. Os resultados serão discutidos de acordo com as observações feitas, e sempre que possível relacionados com os estado da arte descrito em capítulos anteriormente, tanto como comparados com resultados obtidos por outros investigadores.

6.2.1 Composições Determinadas

A dosagem de expansivo utilizada em todo o trabalho experimental foi de 20 Kg/m³, como recomendado pelo fabricante. A razão A/l (cimento + cinzas volantes) foi de 0,43, ou de 0,41 considerando que o expansivo também é um ligante. Segundo Powers [206], uma razão A/l $\geq 0,42$ permite que haja água suficiente para hidratar todo o ligante e desta forma não ocorrer autodessecação, pelo que a retração ocorrida provém da secagem.

6.2.1.1 Trabalhabilidade

Para atingir a trabalhabilidade pretendida todas as composições tiveram de satisfazer os requisitos exigidos pelos 3 ensaios efetuados. No ensaio de “espalhamento” o diâmetro médio esteve compreendido entre 68 e 70 cm, no ensaio de “escoamento no funil V” o tempo medido conteve-se entre 6 e 10s e no ensaio da “caixa L” a razão H1/H2 localizou-se no domínio de 0,88 à 0,92. Foram necessários 8,3 kg/m³ de superplastificante “Glenium Sky” para a amassadura de referência. Ao adicionar expansivo verificou-se que este consome água, baixando a trabalhabilidade, pelo que foi necessário aumentar a dosagem de superplastificante para 10,4 Kg/m³. Confirmou-se um longo período de trabalhabilidade, segundo o indicado pelo fabricante. Na utilização do superplastificante “Ace 40” necessitou-se uma dosagem de 3,3 kg/m³ para satisfazer todos os requisitos. Verifica-se que este produto é mais eficiente em termos de trabalhabilidade inicial, mas provoca a segregação do betão. Ao exceder ligeiramente os requisitos de espalhamento, a segregação é tão rápida que num intervalo de poucos minutos o agregado se deposita totalmente no fundo do recipiente. Nas composições com este superplastificante não foi necessário aumentar a sua dosagem com a introdução do expansivo. A Tabela 6.3 resume as várias composições utilizadas no decorrer do trabalho experimental.

Tabela 6.3 - Quantidades de material das composições utilizadas no trabalho experimental (kg/m³)

Designação da Amassadura	Areia	Brita	Cimento	Cinzas volantes	Água	Glenium Sky	ACE 40	Expansivo	Retardador de Presa
Sky Referência	770,2	754,4	283,8	172,3	194,5	8,3	----	-----	----
Sky Expansivo	770,2	754,4	283,8	172,3	194,5	10,4	----	20,0	----
Sky Retardador	770,2	754,4	283,8	172,3	194,5	10,4	----	20,0	0,46 (0,1% Ligante)
Ace Referência	770,2	754,4	283,8	172,3	194,5	----	3,3	-----	----
Ace Expansivo	770,2	754,4	283,8	172,3	194,5	----	3,3	20,0	----
Ace 0,1% Retardador	770,2	754,4	283,8	172,3	194,5	----	3,3	20,0	0,46 (0,1% Ligante)
Ace 0,3% Retardador	770,2	754,4	283,8	172,3	194,5	----	3,3	20,0	1,37 (0,3% Ligante)

6.2.1.2 Tempos de Presa

Os tempos de presa das misturas com o superplastificante “Glenium Sky” foram muito elevados, tendo a amassadura de referência apenas atingido o início de presa ao fim de 10,7h. O fabricante [309] recomendou dosagens de retardador de presa entre 0,4 e 0,5% (ligante), para obter um retardamento até 3 horas, pelo que se previu utilizar dosagens de 0,2; 0,4 e 0,6% de ligante para cobrir uma gama satisfatória de tempos de presa. Iniciou-se o trabalho com a dosagem de 0,4% (ligante), mas ao fim de 15,42h após a amassadura, a resistência à penetração registava apenas 0,23 MPa, pelo que se interrompeu o ensaio. Na composição com 0,2% (ligante) a resistência à penetração ao fim de 15,5h foi de 2,19 MPa, logo, o ensaio também foi interrompido. Fez-se uma última composição com 0,1% (ligante), que atingiu o início de presa ao fim de 14,4h. Em ambas as composições (0,4% e 0,2%, ligante) o tempo de presa excedeu significativamente o que foi previsto pelo fabricante. Na ficha técnica do superplastificante [313] é dito que este não inibe as reações de hidratação e que as resistências mecânicas nas primeiras idades são elevadas, o que não foi confirmado pelos valores obtidos neste trabalho experimental. Uma vez que o “Glenium Sky” não permitiu obter uma gama de tempos de presa suficientemente abrangente, decidiu-se adotar um segundo superplastificante, o “Ace 40”, que possibilitasse atingir tempos de presa mais curtos. Fizeram-se amassaduras: de referência, com expansivo, de 0,1% e 0,3% (ligante) de retardador de presa (Tabela 6.3). Os resultados são apresentados na Figura 2.14, Figura 6.15 e Figura 6.16.

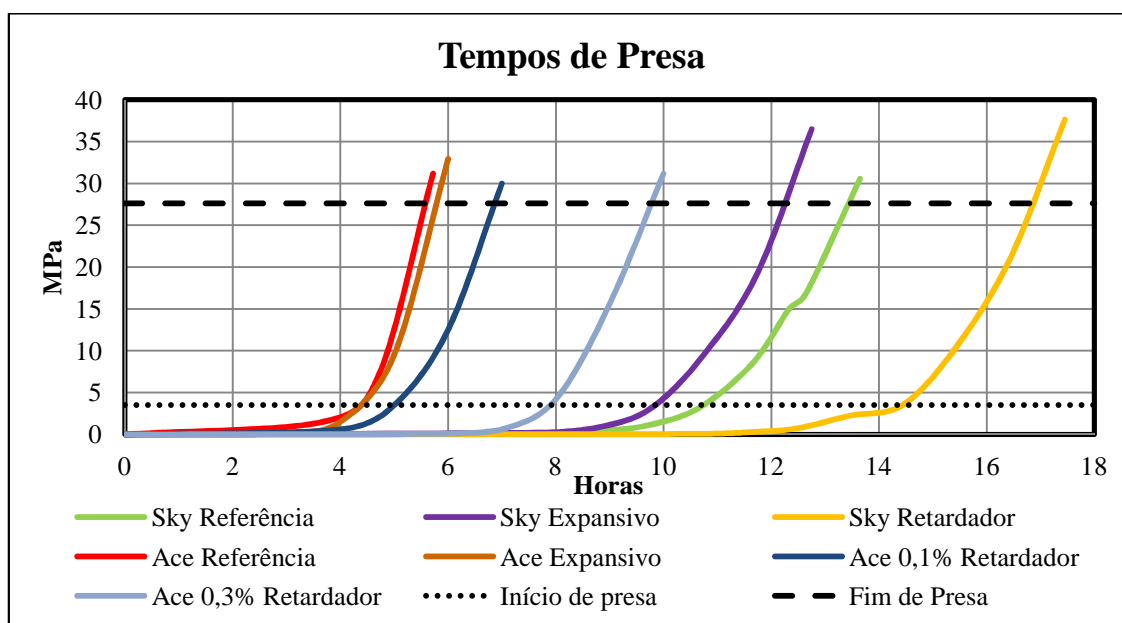


Figura 6.14 - Evolução da resistência à penetração, início e fim de presa

Pode verificar-se que os tempos de presa do “Glenium Sky” são bastante superiores aos do “Ace 40” e que os tempos de presa aumentam com a dosagem de retardador de presa.

A segunda observação apresenta um resultado esperado, pois os retardadores de presa criam reações de hidratação fictícias às quais não se associa o desenvolvimento da estrutura sólida e assim o betão permanece líquido durante um maior período de tempo (*vide* 4.5.3). A

ficha técnica não descreve os mecanismos do produto pelo que não é possível associá-los aos resultados obtidos.

Relativamente à segunda observação, vai-se apresentar uma tentativa de explicação através dos mecanismos dos adjuvantes envolvidos. As cadeias laterais hidrofílicas formadas pelo “Sky” têm um efeito estérico e impedem a floculação sem inibir as reações de hidratação, devido à alcalinidade do cimento (*vide* 4.5.4.1). Estes mecanismos poderão atuar de forma diferente sobre as cinzas volantes devido a sua constituição química e características superficiais. Se a adsorção do polímero é feita essencialmente nas partículas de cimento, a concentração efetiva do adjuvante por unidade de massa é superior, ampliando o efeito secundário de retardamento de presa devido a este adjuvante. O fabricante recomenda uma dosagem de 1,3kg “Sky” em 100 kg cimento, porém no presente trabalho foram necessários 1,8 e 2,3 kg “Sky” em 100 Kg ligante. Esta diferença indica o menor rendimento do “Sky” sobre as cinzas volantes. O efeito combinado da elevada quantidade de “Sky” com o retardador de presa resultou num efeito cumulativo, o que poderá explicar os tempos de presa extremamente elevados na utilização dos produtos combinados. Com o adjuvante “Ace” o efeito de retardamento não foi evidente (*vide* 4.5.4.1). Necessitaram-se de 0,7% (ligante) de “Ace” para satisfazer os requisitos de trabalhabilidade, i.e., próximo da margem inferior recomendada pelo fabricante (0,2-2,3%), comprovando-se a eficiência do produto sobre a composição de ligante utilizada. O mecanismo do “Ace” leva a elevadas taxas de hidratação iniciais, o que se comprova com os tempos de presa rápidos e elevadas resistências mecânicas iniciais.

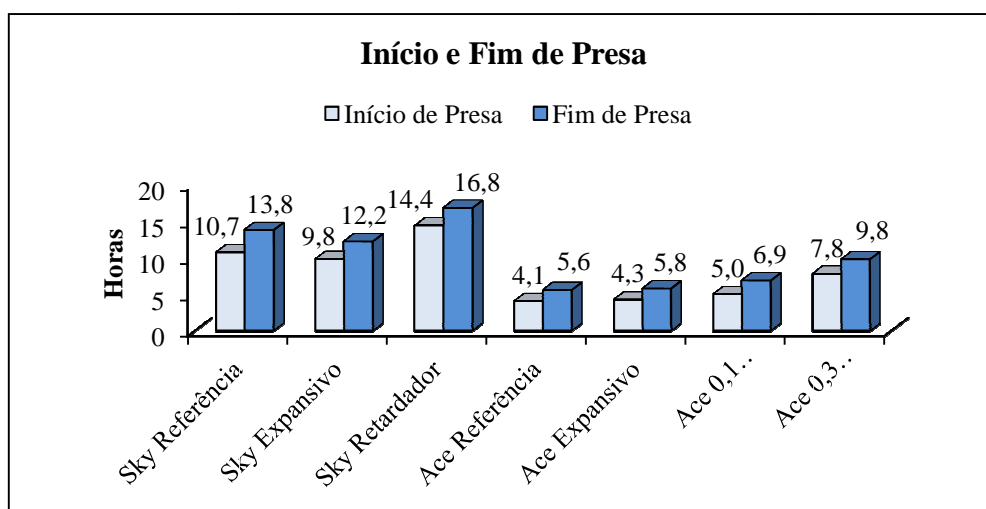


Figura 6.15 - Início e fim de presa

Outra observação que se pode fazer relativamente aos tempos de presa é que a amassadura "Sky Referência" tem um maior tempo de presa que a "Sky Expansivo" mas nas respetivas amassaduras com "Ace" a diferença entre as composições é apenas marginal. O menor tempo de presa da “Sky Expansivo” em relação à “Sky Referência” pode explicar-se com uma menor relação A/l, que baixa de 0,43 para 0,41.

Relativamente ao gráfico da Figura 6.16 verifica-se que o intervalo entre o início e o fim de presa aumenta com a dosagem de retardador de presa, pois a hidratação não é impedida

apenas até ao início de presa. O maior intervalo que se verifica na “Sky Referência” em relação à “Sky Expansivo” pode ser justificada com uma maior razão A/l. Em relação ao intervalo idêntico verificado nas amassaduras “Ace Referência” e “Ace Expansivo” é de supor que ocorre uma competição entre uma maior dosagem de “Ace” em relação ao ligante e uma menor razão A/l. Numa fase inicial o efeito da maior dosagem de "Ace" seria mais influente que a menor razão A/l. Mais tarde a influência da razão A/l sobrepõe-se sobre a dosagem de “Ace”. Esta explicação esta em conformidade com as curvas da retração química (*vide* 6.2.3), em que numa fase inicial a “Ace referência” tem um maior declive e mais tarde é a “Ace Expansivo” que apresenta o maior declive, e nas “Ace 3x e 6x Expansivo” o efeito ainda é mais evidente.

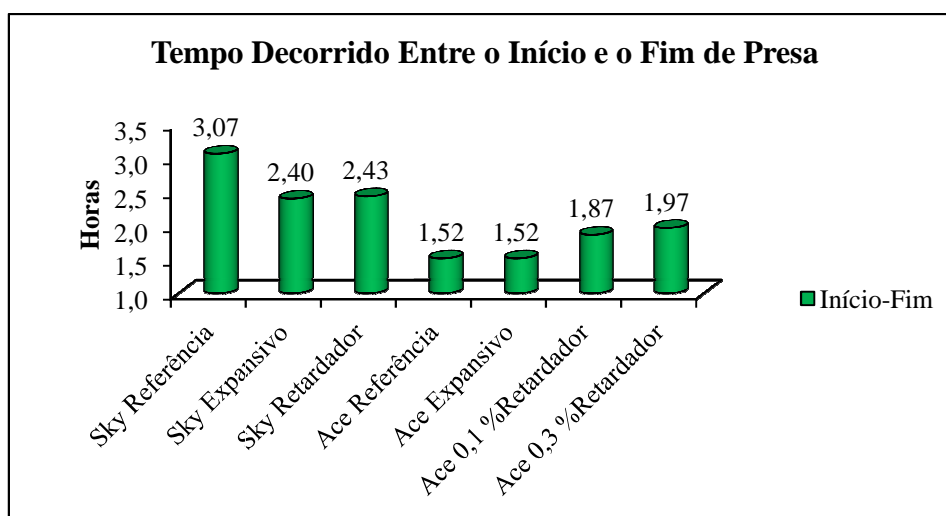


Figura 6.16 - Tempo decorrido entre o início e o fim de presa

6.2.2 Propriedades Mecânicas

Neste subcapítulo apresentam-se os resultados referentes às propriedades mecânicas das composições, cujos valores serão utilizados para determinar as tensões elásticas e servem de auxílio para interpretar o desenvolvimento da microestrutura. Realizaram-se ensaios em argamassa, permitindo utilizar os valores na avaliação do ensaio de anel, pois este também foi executado com argamassa. Os ensaios realizados em provetes de betão serviram para avaliar a influência do agregado no comportamento do betão, tanto como relacionar este ensaio com os ensaios IX e X, cujos resultados não serão apresentados aqui como já referido.

Espera-se que a razão A/l permite alcançar resistências médias, o baixo teor em agregado aumente as f_{ctm} e f_{cm} , mas reduza o E_o . As cinzas volantes por terem maior granulometria que o cimento, espera-se que baixem as propriedades mecânicas. Segundo o fabricante os superplastificantes e o retardador de presa aumentam as resistências mecânicas. Relativamente aos superplastificantes não foram encontradas referências que comprovem a opinião do fabricante, e em relação ao retardador de presa não é indicada qual a substância ativa, pelo que não é possível fazer uma avaliação prévio da sua influência nas propriedades avaliadas. O expansivo espera-se que aumente a compacidade da microestrutura devido à redução da razão A/l.

6.2.2.1 Betão

Na Figura 6.17 realçam-se os valores do betão do 1º dia para facilitar a análise de resultados.

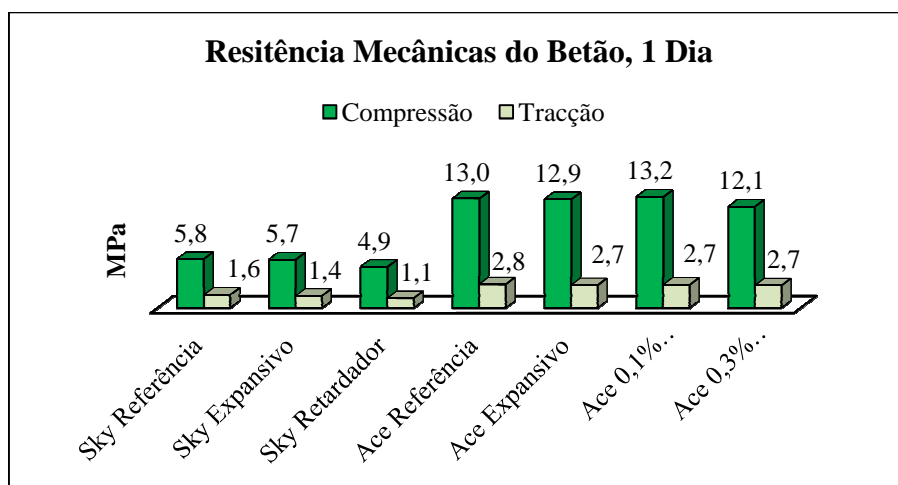


Figura 6.17- Resistências mecânicas do betão ao fim de 1 dia

Observa-se que as resistências mecânicas ao fim de 24h são significativamente superiores nas composições com "Ace", relativamente à utilização do "Sky". Nesta fase não se verifica um aumento das resistências mecânicas com a adição do expansivo, o que fez baixar a relação A/l. Também não se verifica uma influência significativa do retardador de presa, apenas a maior dosagem (0,3% ligante) e o maior tempo de presa (14,4h) baixaram a f_{cm} em cerca de 1 MPa.

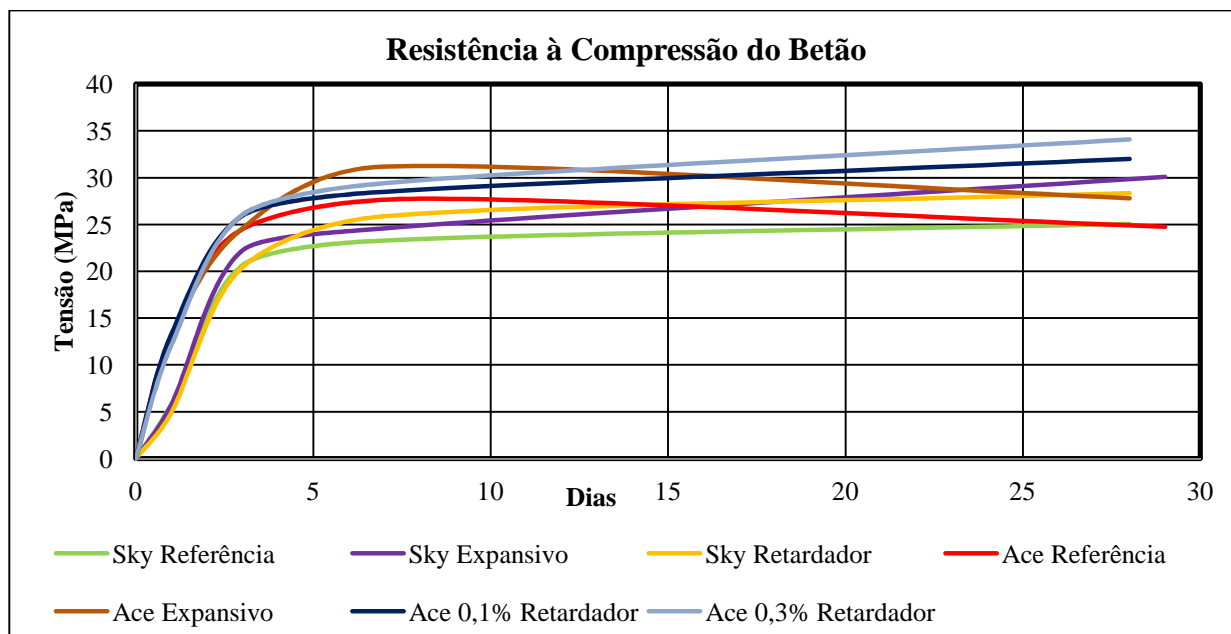


Figura 6.18- Evolução das resistências à compressão do betão até aos 28 dias

Na Figura 6.18 apresentam-se os resultados relativos às f_{cm} do betão ao longo de 28 dias. A partir do 3º dia, no qual foi registado o segundo valor, verifica-se um aumento das resistências com a introdução do expansivo, o que se deve ao aumento do teor em ligante, a relação A/l reduz

de 0,43 para 0,41, considerando que o expansivo é ligante. A adição de retardador de presa influenciou significativamente o desenvolvimento da microestrutura por aumentar o rendimento final da hidratação, como o fabricante refere. As amassaduras "Ace Referência" e "Ace Expansivo" baixaram a resistência do 7º para o 28º dia, pelo que deve ter existido problema nos ensaios.

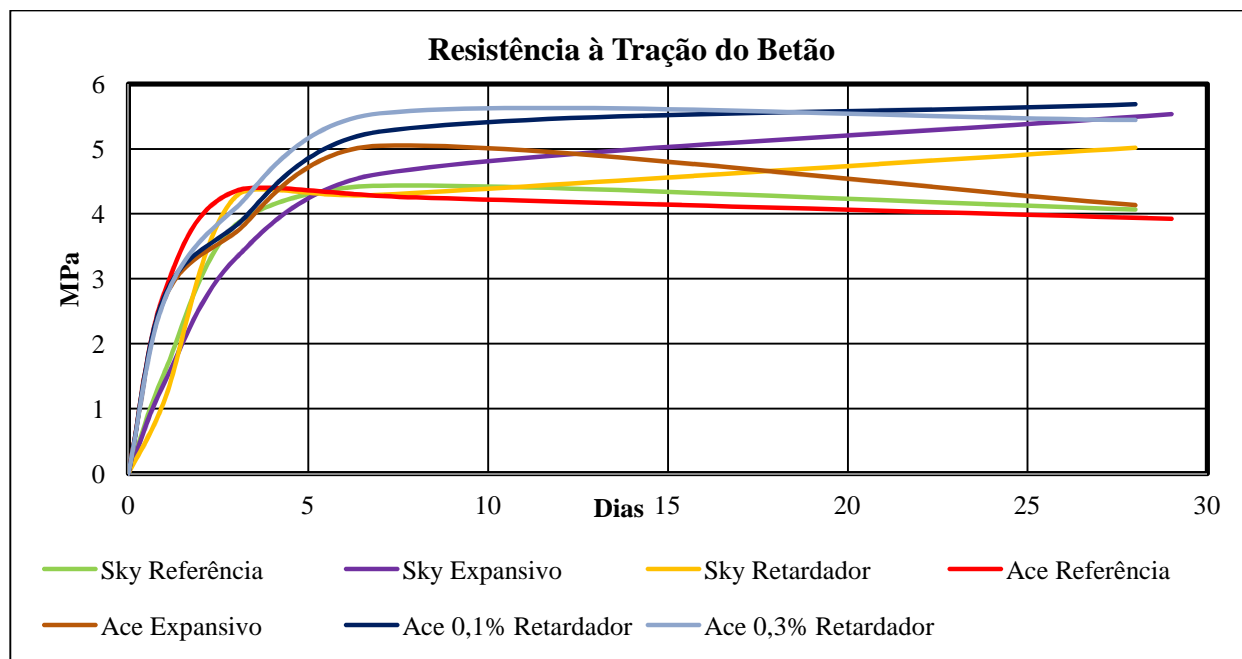


Figura 6.19 - Evolução das resistências à tração do betão até aos 28 dias

Relativamente aos resultados das f_{ctm} verifica-se novamente que as composições com "Ace" apresentam valores superiores comparados com os do "Sky", com a exceção dos valores do 3º dia. A longo prazo também se verifica um aumento das resistências com a adição de expansivo, mas não existe uma tendência clara relativamente à utilização de retardador de presa.

As propriedades melhoradas do "Ace" relativamente ao "Sky" poderão ser explicadas com a menor eficiência do "Sky" sobre as cinzas volantes, o que levou à necessidade de uma elevada dosagem do produto, que poderá ter baixado as taxas de hidratação.

6.2.2.2 Argamassa

Os resultados relativamente às argamassas serviram para comparar a influência da variação térmica no desenvolvimento da microestrutura, e foram utilizados para determinar as tensões residuais elásticas.

Relativamente às f_{cm} observa-se um aumento dos valores após a fase em estufa, o que se explica com uma aceleração das reações de hidratação devido a temperatura mais elevada.

No desenvolvimento das f_{ctm} não se consegue observar uma tendência clara, e assim o desenvolvimento da microestrutura na fase em estufa não trouxe benefícios evidentes relativamente às resistências à fissuração. O efeito do gradiente térmico e do gradiente de humidade pode ter criado tensões autoequilibradas que diminuem a tensão de rotura à flexão.

O E_0 tendencialmente reduz em estufa (com exceção de 2 valores), o que pode significar um aumento da fluência, redução do grau de restrição e assim também uma diminuição das tensões residuais, contrariando o mecanismo de fissuração. Apesar do desenvolvimento microestrutural que ocorreu em estufa o E_0 diminuiu. Este decréscimo deve-se provavelmente a uma redução da viscosidade da água intersticial com o aumento da temperatura.

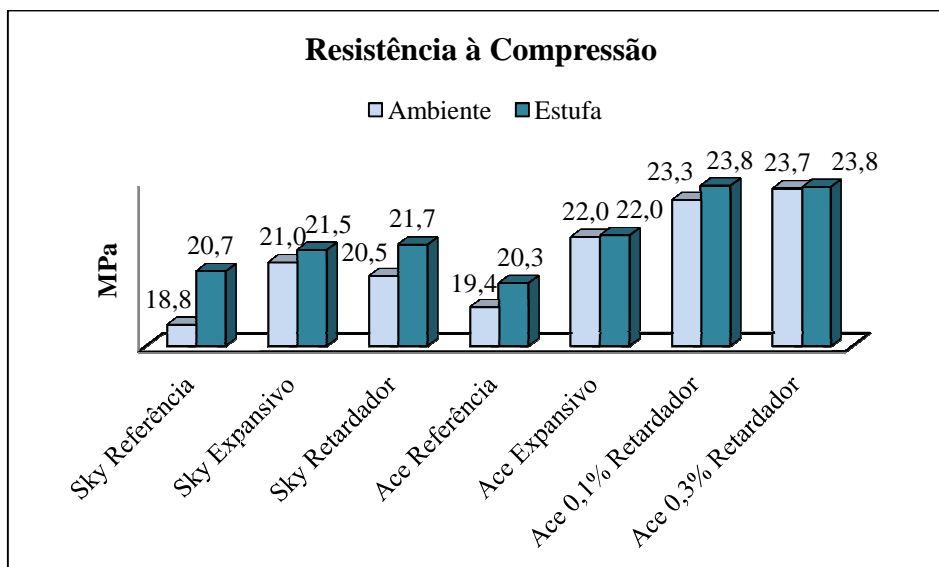


Figura 6.20- Resistência à compressão da argamassa na idade de rotura dos anéis

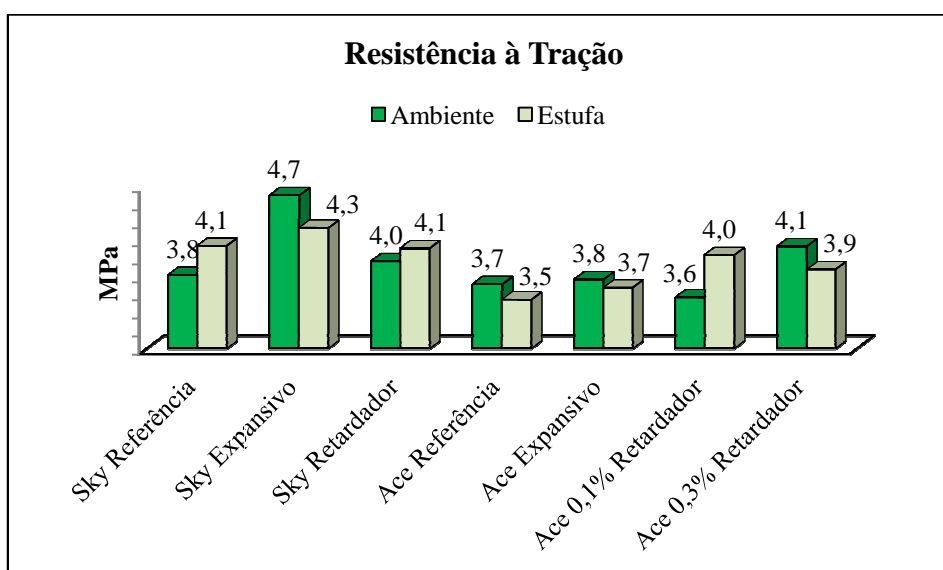


Figura 6.21- Resistência à tração da argamassa na idade de rotura dos anéis

Ao comparar os superplastificastes ao 2.º dia, Figuras 6.18 à 6.22, constata-se que o "Sky" apresenta maiores f_{ctm} e E_0 , enquanto que o "Ace" desenvolve maiores f_{cm} tanto nas argamassas como nos betões. Ao analisar os gráficos dos betões constata-se que as menores f_{ctm} do "Sky", relativamente ao "Ace", ao 2.º e 3.º dias, representam um declínio pontual e não uma relação contínua ao longo do dos 28 dias. Nesta fase ainda se verifica expansão nas amassaduras "Sky", o que induz pré-esforço de compressão, melhorando as f_{ctm} ao contrário das amassaduras

"Ace" que já se encontram na fase de retração (*vide* 6.2.4.2 e 6.2.5.3). Uma diferente evolução microestrutural também poderá explicar as diferenças verificadas, pois as amassaduras com "Sky" ao fim de 3 dias já adquiriram quase as suas resistências finais, enquanto que as "Ace" ainda crescem até ao 7.º dia. Uma vez que não existem E_0 do betão nem registos contínuos das argamassas, não é possível verificar se os comportamentos verificados ao 2.º dia podem ser generalizados.

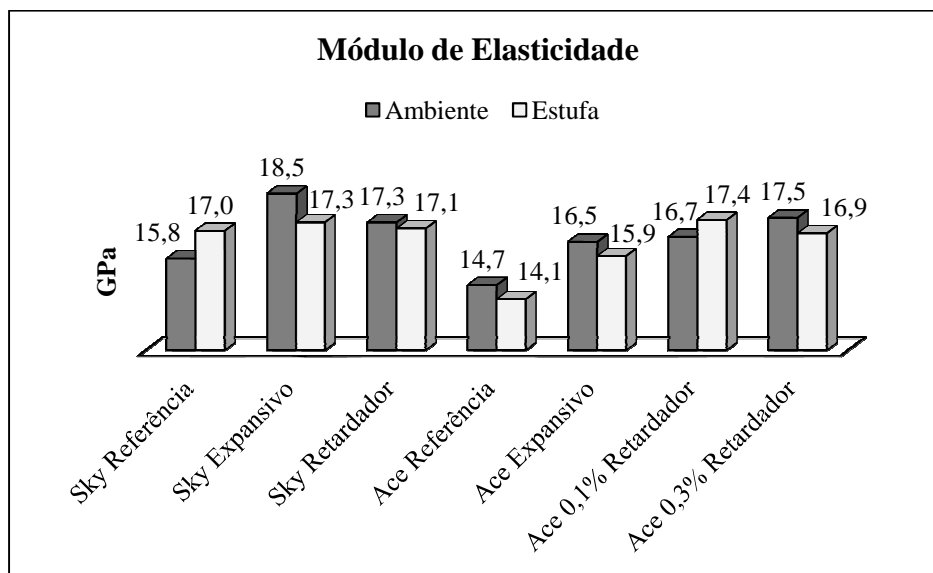


Figura 6.22 - Módulo de elasticidade na idade de rotura dos anéis

As amassaduras de referência em ambos os casos apresentam os menores valores dos 3 parâmetros avaliados. Esta tendência explica-se novamente com uma redução da razão A/l de 0,43 para 0,41, o que leva à formação de uma microestrutura menos porosa, devido a um menor afastamento das partículas sólidas e a um maior número de contatos entre estas partículas (*vide* 4.2.2). A introdução do retardador de presa fez aumentar as f_{cm} , mas não se verifica uma evolução clara das f_{ctm} e E_0 .

6.2.2.3 Argamassa Versus Betão

Ao analisar os gráficos da Figura 6.23 e Figura 6.24, observa-se que existe uma evolução microestrutural das argamassas mais acentuada do que nos betões, pois as resistências ao 2.º dia são significativamente superiores nos primeiros. Assim as resistências da pasta desenvolvem-se com uma taxa superior à das ligações pasta-brita. As resistências superiores das argamassas podem também ocorrer a longo prazo, isto acontece normalmente em betões com baixas razões A/C , em que as ligações brita-pasta constituem uma zona fraca. Em betões mais frágeis com altas razões A/C acontece um efeito contrário, ou seja, a maior resistência do agregado confere uma maior resistência ao betão [190]. Existe uma maior variação de resistência do betão para as argamassas nas composições "Sky" do que nas "Ace", o que significa que a componente de resistência conferida pela ligação brita-pasta é mais acentuada nas primeiras. Isto verifica-se tanto na compressão como na tração. Uma vez que não foi possível obter valores do E_0 do betão através dos diagramas tensão-deformação como previsto, não foi possível interpretar a influencia

do agregado em relação a este parâmetro. Sabe-se que o E_0 aumenta com o volume de agregado porque este tem uma maior rigidez que a pasta de cimento [190].

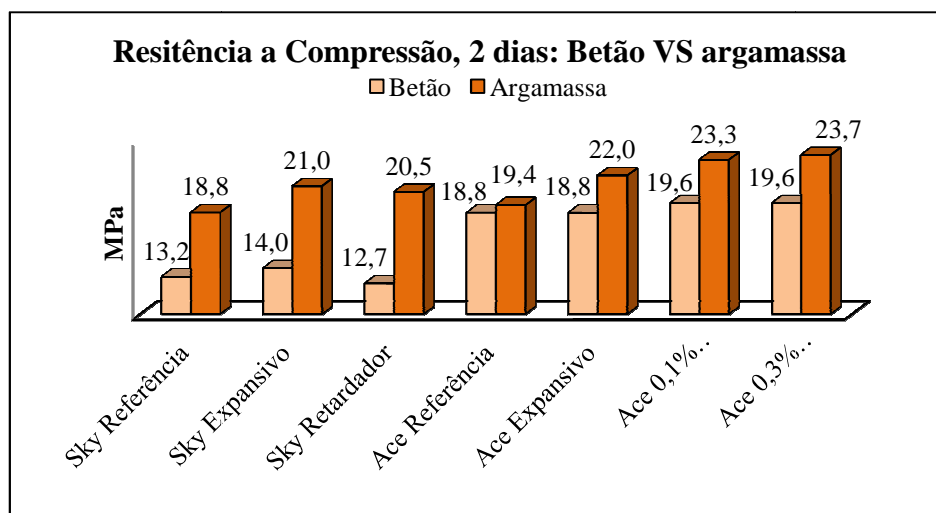


Figura 6.23 - Comparação das resistências à compressão entre o betão e a argamassa aos 2 dias

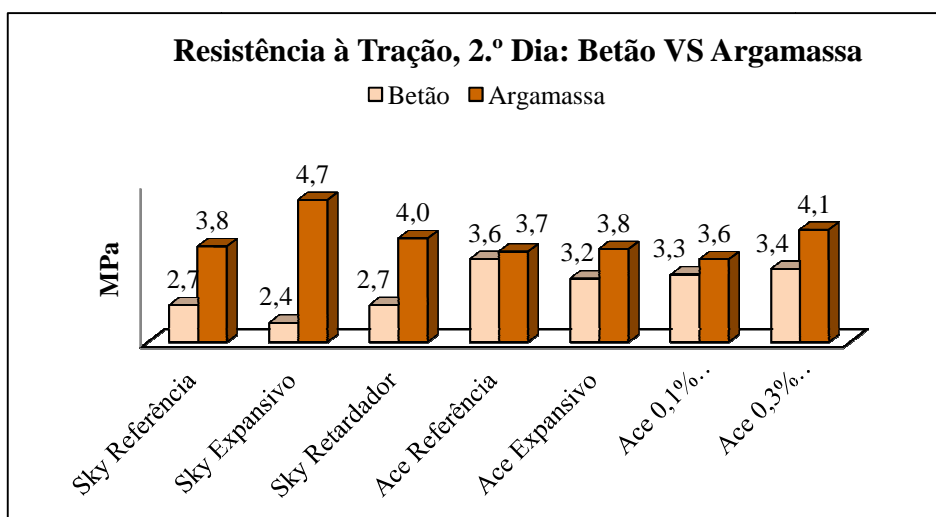


Figura 6.24 - Comparação das resistências à tração entre o betão e a argamassa aos 2 dias

6.2.2.1 Betão/Argamassa Utilizado *Versus* Convencional

Ao fazer uma comparação entre o betão convencional e o material utilizado, pode referir-se que o último adquire elevadas resistências mecânicas, porque tem um elevado teor de pasta (betão autocompactável ou argamassa) e conseqüentemente uma reduzida quantidade de ligações, que constituem pontos fracos de um betão de razão $A/l < 0,50$ (0,43). O E_0 da argamassa utilizada é cerca de 40% menor que o E_0 de um betão convencional [353], o que gera restrições internas e tensões residuais baixas, que ainda são reduzidos por uma elevada fluência. Desta forma este facto contribui para que os anéis colocados na SC não tivessem fissurado, pelo que tiveram de ser colocados em estufa.

No subcapítulo das propriedades mecânicas pode concluir-se que tanto o expansivo como o retardador de presa aumentam as propriedades mecânicas. A argamassa apresenta maiores resistências mecânicas que o betão. O "Ace" desenvolve maiores f_{cm} e f_{ctm} que o "Sky".

6.2.3 Ensaio de Retração Química

O ensaio de retração química foi realizado para avaliar a influência do expansivo nas reações de hidratação e a sua consequente influência na retração autogénea. Como já referido anteriormente, a retração química é o principal mecanismo da retração autogénea. Como explicado no capítulo 4.4.2, o consumo de água pelas cinzas volantes é menor que pelo cimento portland, disponibilizando mais água para as reações de hidratação, o que contribui para a não ocorrência de autodessecação. Segundo Erika Holt [310] [311] [312], a dispersão de partículas causada pelo superplastificante aumenta a taxa de reações de hidratação, aumentando da mesma forma a retração autogénea associada. Xihu e Tao [308] comprovam que o retardador de presa aumenta o período em que ocorre produção de calor de hidratação, diminuindo a taxa de emissão, pelo que será de esperar que a taxa de hidratação também diminua. Este efeito ainda será majorado através da combinação com o expansivo.

Em primeiro lugar ir-se-á dar enfoque à fase inicial, que abrange a transição do estado plástico para o sólido, ou seja, o ponto zero, pois como se observou no capítulo 6.2.1.2, os tempos de presa do superplastificante "Ace" ocorreram entre as 4 e 8 horas.

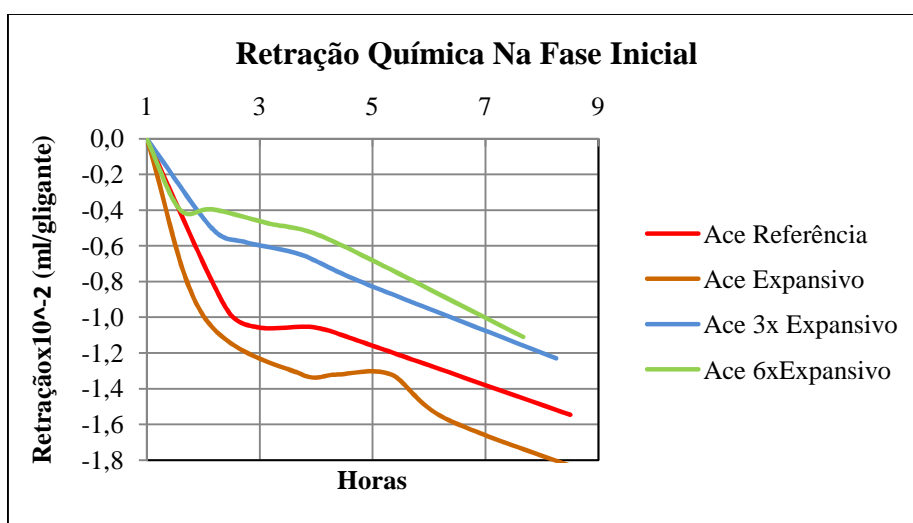


Figura 6.25 - Retração química na fase inicial

Analisando a Figura 6.25 verifica-se que em todas as composições ocorre a formação de um patamar de ligeira expansão. Quanto maior a dosagem de expansivo mais cedo ocorre o desenvolvimento desse patamar, com a exceção da amassadura que não contém expansivo.

O patamar poderá indicar a formação de produtos de hidratação cujo volume é superior ao volume dos reagentes e consequentemente induzem expansão, nomeadamente a portlandite e a etringite. A elevada quantidade de SO_3 contida nas cinzas volantes pode majorar este efeito expansivo. A etringite ou a portlandite provocam expansão, e quando a rigidez da pasta é

suficientemente elevada para que a expansão não seja acomodada por rearranjo das partículas, como acontece na pasta plástica, criam-se tensões. Uma vez que a relação A/l diminui com a dosagem de expansivo, cujos valores (A/l) são 0,43; 0,41; 0,38; 0,34 para as amassaduras “Ace Referência”, “Expansivo”, “3xExpansivo” e “6xExpansivo” respetivamente, a microestrutura torna-se menos porosa, acelerando a evolução da referida rigidez e conseqüentemente a fase expansiva ocorre mais cedo. A posição invertida da “Ace Referência” comparativamente à “Ace Expansivo”, poder-se-á explicar com o facto de os provetes da última amassadura referida terem tido um período de preparação moroso (1h), o que poderá ter atrasado o processo.

Observa-se ainda que o declive das curvas antes do patamar é mais acentuado do que depois, em todas as composições. Após o patamar, o declive das curvas é tanto maior quanto maior for a dosagem de expansivo. Esta evolução explica-se novamente com a diminuição da razão A/l. Uma menor razão A/l forma uma microestrutura da pasta menos porosa, em que as partículas sólidas se encontram mais próximas umas das outras, o que acelera as reações de hidratação, que por um lado aumenta as resistências mecânicas, mas por outro lado também aumenta a retração química.

Os resultados obtidos a longo prazo são apresentados na Figura 6.26 e correspondem aos valores médios dos provetes individuais.

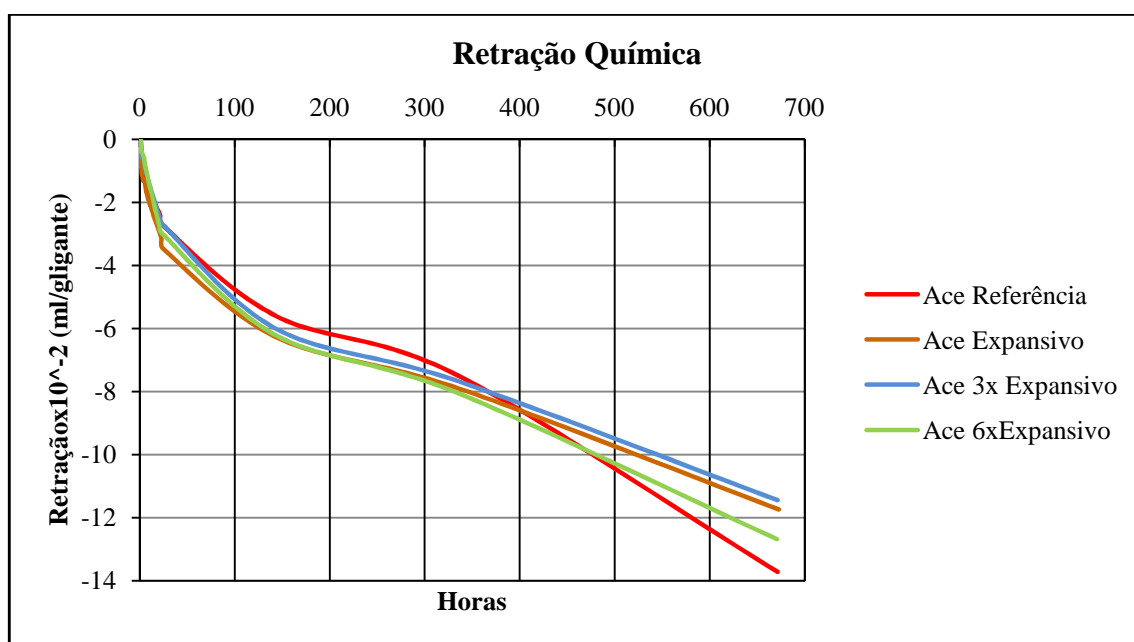


Figura 6.26- Retração química para avaliar a influência do expansivo nas reações de hidratação

A longo prazo observa-se que existe um período entre os 7 e 14 dias em que o declive é menos acentuado em todas as composições e ainda se pode verificar que deixa de existir uma relação clara entre a quantidade de expansivo e a retração.

Do ensaio de retração química pode concluir-se que, numa fase inicial até os 14 dias, uma maior dosagem de expansivo faz aumentar a retração química, devido uma menor razão A/l. A longo prazo não se verifica influência do expansivo na retração química.

6.2.4 Ensaio de Retração Total e Perda de Massa Livre

Nesta secção apresentam-se os resultados correspondentes à retração total e perda de massa livre, com o principal objetivo de avaliar o efeito do retardador de presa na eficiência do expansivo. A retração aqui apresentada é total, o que significa que envolve a retração autogénea, deformação térmica e retração por secagem. Como já referido no capítulo anterior, espera-se que a retração autogénea seja reduzida face à razão A/l. Uma vez que $S = 164$ e $S_p = 124$ (vide 2.4.3.1), espera-se que os provetes não sejam sensíveis ao efeito térmico, e que o aquecimento causado pelas reações de hidratação não sejam suficientes para criar deformações térmicas preocupantes. Para além disso, espera-se que o retardador de presa, contribua para a dissipação do calor de hidratação [308]. A retração plástica não vai ser avaliada, pois os primeiros valores foram lidos após a desmoldagem, quando a argamassa já apresentou uma f_{cm} de pelo menos 2 MPa. Desta forma espera-se que o mecanismo predominante seja a secagem, uma vez que as condições de cura (RH= 45% e T=20 °C e T=30°C) foram bastante severas e os provetes apresentaram uma elevada superfície específica, ou seja uma elevada taxa de secagem.

Face a presença de cinzas volantes em proporção significativa do ligante, a razão A/l é muito superior a 0,43 pelo que não se espera ocorrer autodessecação significativa.

A reduzida quantidade de agregado (betão autocompactável ou argamassa) reduz a rigidez do material e por isso aumenta o efeito tanto da retração autogénea como da de secagem (vide 4.3.).

Segundo Erika Holt o superplastificante aumenta tanto a retração autogénea como a de secagem, mas outros autores referem que reduz ligeiramente a retração autogénea, devido a uma diminuição das reações de hidratação, o que podia ser o caso do "Glenium Sky" (vide 4.5.4).

O retardador de presa diminui a retração por secagem como explicado em 4.5.3, mas em relação ao seu efeito combinado com o expansivo só foi encontrada uma única referência de Xihu e Tao [308]. Estes autores referem que o retardador de presa prolonga a fase expansiva, diminuindo tanto a retração de secagem como a autogénea.

Espera-se que a perda de massa diminua com a adição do expansivo (vide 4.5.1.3). As únicas referências bibliográficas acerca da influência do expansivo no E_0 , f_{ctm} e fissuração encontravam-se em língua coreana ou em mandarim, pelo que não puderam ser utilizados.

Os valores apresentados correspondem à média dos provetes individuais. Os gráficos foram obtidos através de interpolação linear dos dados obtidos desde a desmoldagem. As primeiras duas amassaduras realizadas no LNEC ("Sky Referência" e "Sky Expansivo"), foram por lapso colocadas numa sala que possuía uma RH de 70%. Essas amassaduras foram repetidas, contudo, decidiu-se apresentar também os primeiros resultados, designados "Sky Referência (RH 70%)" e "Sky Expansivo (RH 70%)". Todas as outras amassaduras foram curadas a RH 45%, como já referido.

6.2.4.1 Perda de Peso

Em primeiro lugar apresenta-se um excerto da fase inicial (22-60h) na Figura 6.27 para facilitar a leitura dos dados e na Figura 6.28 apresentam-se os valores obtidos a longo prazo (28 dias).

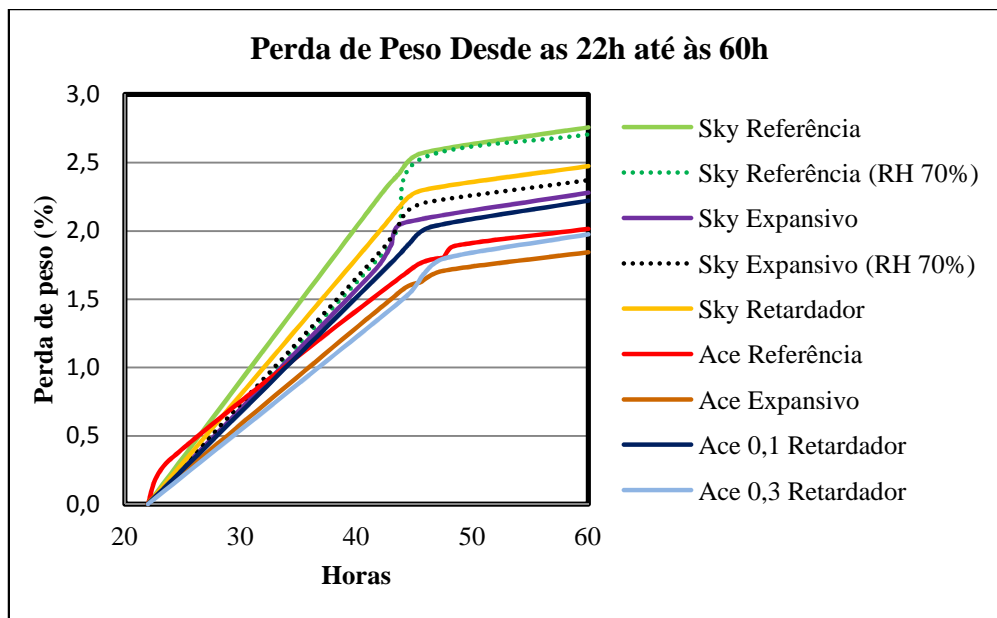


Figura 6.27 - Perda de massa livre de provetes com as dimensões 2,5x2,5x28,5cm entre as 22-60h

Na comparação das amassaduras de referência com as amassaduras com expansivo, verifica-se uma maior perda de peso na “Sky Referência”, porém, nas amassaduras “Ace”, a de referência, só durante as primeiras 35 horas apresentou a maior perda de peso. A partir do 3º dia esta perdeu menos peso que as amassaduras com retardador, mas perdeu mais peso que a "Ace Expansivo". Uma explicação poderá prender-se com um consumo de água pelas reações de expansão, que deixa de estar disponível para a evaporação e conseqüentemente há uma menor perda de água. Outra eventual explicação poderá traduzir-se numa maior taxa de hidratação na presença de expansivo, que leva a uma aceleração do desenvolvimento microestrutural, ou seja, reduz a porosidade mais rapidamente e assim perde menos água. O primeiro efeito é interessante de se observar nas amassaduras curadas à RH de 70%, pois durante o primeiro dia existe água suficiente para ambos os processos (evaporação e expansão), conseqüentemente as curvas das amassaduras de referência e com expansivo sobrepõem-se. Durante o período em estufa, há uma maior propensão por parte da evaporação para consumir água, que se encontra disponível na amassadura de referência (RH 70%), logo, esta começa a perder mais água que a “Sky Expansivo RH 70%”, que deixa de ter água suficiente para ambos os processos. Ao colocá-los novamente à RH de 70%, os gráficos voltam a desenvolver-se paralelamente.

O comportamento das composições com retardador de presa num período inicial até aos 3 dias, é semelhante ao que foi explicado anteriormente. Após esta fase inicial, as reações de expansão deixam de atuar e as amassaduras com retardador de presa perdem mais água que as sem retardador de presa provavelmente devido ao retardo das reações de hidratação.

É de referir que uma maior dosagem de retardador de presa ($0,3\% > 0,1\%$) faz baixar a perda de peso. Relativamente à variação das condições de cura é possível verificar que uma menor humidade relativa ($RH\ 45\% < 70\%$) faz aumentar a perda de peso, pois desenvolve um maior gradiente de humidade entre o interior e o exterior do provete, o que aumenta a taxa de evaporação, que para além disso, consegue atuar sobre poros de menores dimensões. Ao colocar os provetes em estufa, também se verificou um aumento da taxa de evaporação, que se deve a um aumento de temperatura de $10\ ^\circ C$ e a uma diminuição da RH, cujo valor é desconhecido (vide 2.6.2).

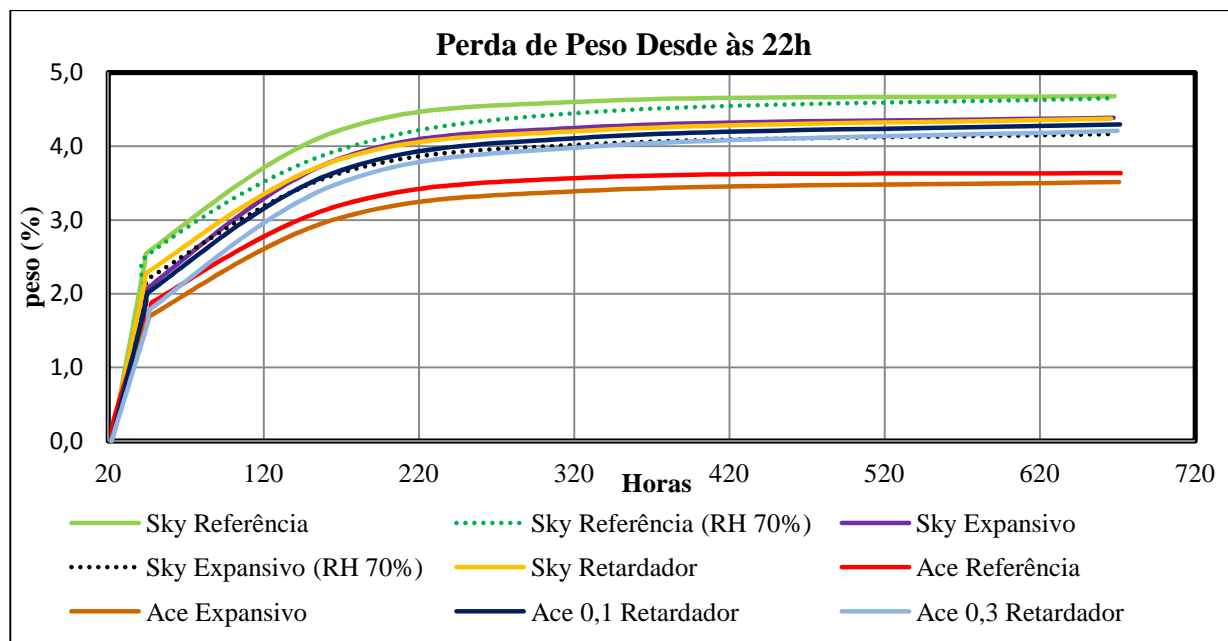


Figura 6.28 - Perda de massa livre de provetes com as dimensões 2,5x2,5x28,5cm, desde as 22h

As amassaduras com "Sky" perdem mais peso que as amassaduras com "Ace", provavelmente devido a menores taxas de hidratação, sendo disponibilizada mais água livre e criada uma microestrutura mais porosa, o que se comprova com as menores f_{cm} (vide 6.2.2).

Relativamente aos tempos de presa, não é possível estabelecer uma relação direta com a perda de peso, pois há uma grande influência dos constituintes das composições.

Através do ensaio de perda de peso é possível concluir que a adição do expansivo faz diminuir a perda de peso, mas a introdução de retardador de presa faz aumentar a perda de peso.

6.2.4.2 Retração Total Livre

Os resultados obtidos no ensaio de retração livre serão aqui apresentados sob a forma de dois gráficos: o primeiro inicia na desmoldagem (Figura 6.29), permitindo concluir acerca do comportamento precoce, nomeadamente a fase expansiva, e o segundo começa ao fim de 22h (Figura 6.30) que constitui o primeiro instante comum a todas as amassaduras, o que permite comparar as diferentes composições.

Ao analisar os gráficos verifica-se que nenhuma das amassaduras de referência apresenta expansão inicial. A reabsorção de água exsudada, a expansão devido à formação de produtos de

hidratação e a expansão térmica não conseguem em nenhuma fase mitigar a retração total. Contudo, não se pode excluir uma expansão no período prévio à desmoldagem, pois os patamares verificados na expansão química ocorreram antes das 8h após o início da amassadura.

Ao fazer uma comparação das amassaduras de referência com as amassaduras com expansivo, verifica-se que o expansivo consegue induzir uma expansão inicial e diminuir a retração a longo prazo. (Supõe-se que ocorreu expansão nas amassaduras "Ace" com retardador de presa antes da desmoldagem). Este resultado foi esperado, pois apesar de ocorrer uma maior retração química na fase inicial na presença de expansivo, a expansão macroscópica inicial compensa a retração total a curto prazo e parcialmente a longo prazo.

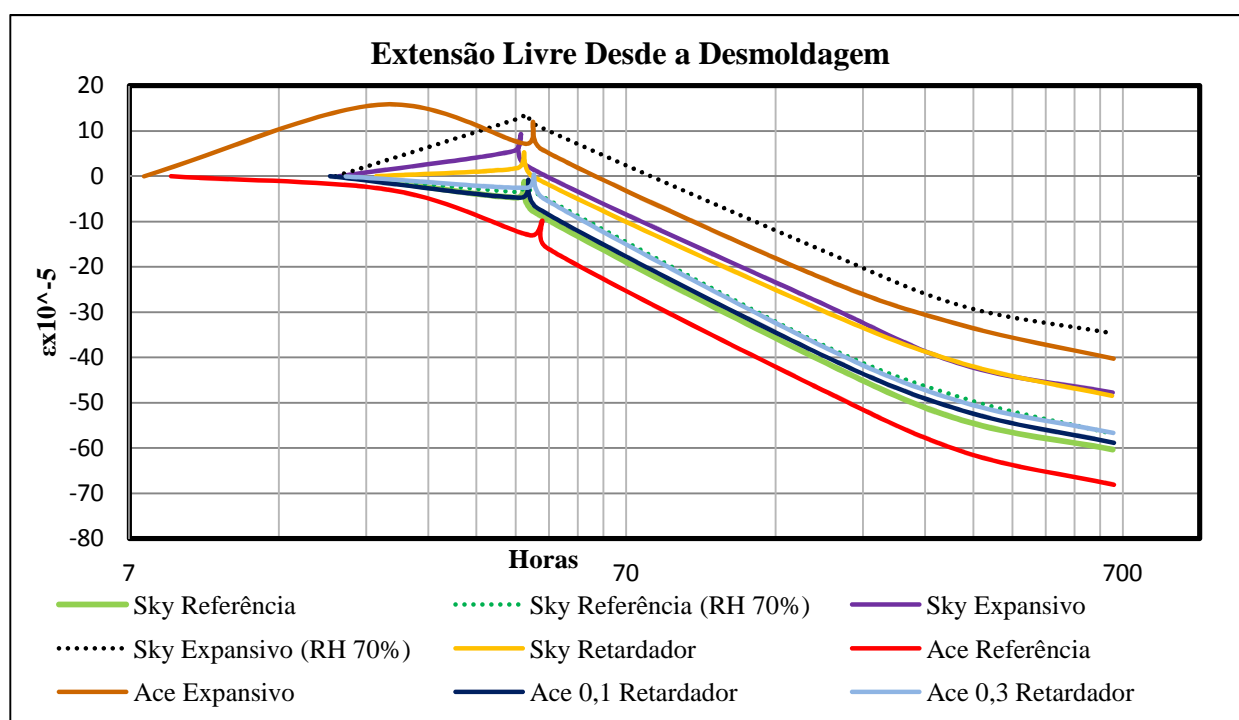


Figura 6.29- Retração total livre de provetes com as dimensões 2,5x2,5x28,5cm, desde a desmoldagem

Na comparação das amassaduras sem e com retardador de presa verifica-se uma menor expansão da “Sky Retardador” em relação à “Sky Expansivo”, mas observa-se uma maior compensação de retração entre o 3.º e o 9.º dia, após este período o comportamento começa a ser idêntico. Nas amassaduras “Ace” verifica-se uma menor retração com a introdução do retardador de presa até ao 5.º (0,1 % retardador) e 8.º (0,3% retardador) dias, mas a longo prazo (28 dias) não se observam diferenças significativas. Pode concluir-se que, na ausência de retardador, a expansão forma-se durante um curto período de tempo e conseqüentemente tem um valor de pico elevado, pois a rigidez da microestrutura desenvolve-se rapidamente e o período húmido é curto, o que favorece a resistência à fissuração a curto prazo (até 3 dias). O retardador de presa prolonga a fase expansiva durante um maior período de tempo mas desenvolve-se de forma mais achatada, pois a rigidez desenvolve-se lentamente e o período húmido é maior, o que traz uma maior compensação de retração a médio prazo (cerca de 7 dias). A longo prazo não se verifica nenhum efeito do retardador de presa (28 dias). Em [307] foi referido que o retardador de presa reduz a retração de secagem, o que aqui poderá ter acontecido a medio prazo, mas a longo prazo

isto não se verifica, pelo contrário, ocorre uma maior perda de peso a longo prazo em que a água já evapora dos poros de menores dimensões, pelo que se espera uma maior retração por secagem. Esta poderá explicar o aumento da retração total das amassaduras com retardador a longo prazo.



Figura 6.30 - Retração total livre de provetes com as dimensões 2,5x2,5x28,5cm, desde as 22h

Verifica-se ainda que um aumento da dosagem de retardador de presa (de 0,1% para 0,3%) reduz a retração e da mesma forma reduz a perda de peso ao longo dos 28 dias.

Ao fazer uma análise global constata-se que o período de compensação de retração a médio prazo, causado pelo retardador de presa, é tanto maior quanto maior os tempos de presa, o que se deve novamente a um menor desenvolvimento da rigidez microestrutural. Ainda se verifica que a médio prazo a compensação de retração é tanto maior quanto maior os tempos de presa, provavelmente devido a maior período húmido. A longo prazo não se verifica uma tendência clara.

Ao analisar as amassaduras de referência verifica-se que a "Ace" tem uma retração superior à da Sky (0,05% /28 dias), o que se poderá justificar devido a uma estrutura porosa mais fina. Essa conclusão é reforçada quando se confrontam estes resultados com a perda de peso, que é muito superior na mistura "Sky" relativamente à "Ace (1% /28 dias). Devido ao maior refinamento (menor raio do poro) as tensões capilares induzidas pela tensão superficial são superiores e consequentemente a retração de secagem também o é.

Relativamente à variação das condições de cura, observa-se que uma menor humidade relativa aumenta o diferencial de humidade entre o interior do provete e o meio envolvente. As

consequências são uma maior taxa de evaporação e uma maior retração por secagem. Para além disso uma menor RH consegue retirar água de poros mais pequenos, o que origina maiores tensões capilares, que majoram ainda a retração por secagem. Uma cura húmida melhora significativamente o desempenho do expansivo [268], o que se comprova aqui pois a descida do valor da extensão da "Sky Expansivo RH 45%" para a "RH 70%" aos 28 dias é 0,013% e da "Sky Referência RH 45%" para a "RH 70%" é de 0,004%. Ou seja, uma redução da humidade relativa de 25% fez diminuir a extensão de secagem em 0,004%, mas a eficiência do expansivo melhorou o valor da extensão em 0,010%. Nos gráficos de retração é possível observar a dilatação térmica ("pico") ao colocar os provetes em estufa, onde acontecem vários fenómenos: uma extensão térmica do betão, uma aceleração da taxa de perda de humidade e de hidratação. A extensão térmica em estufa é positiva e tem o valor de aproximadamente $\alpha_c T = 1 \times 10^{-5} \times 10 = 1 \times 10^{-4}$, o que induz uma variação de comprimento de $\epsilon \times L = 1 \times 10^{-4} \times 285 = 28,5 \mu m$. Nestes cálculos não se considerou o aumento de temperatura causado pelas reações exotérmicas. Em estufa uma maior temperatura e uma menor RH aumentam a severidade de secagem e consequentemente a retração associada. Este efeito é mais significativo nos provetes curados a RH de 70% porque o diferencial de humidade é maior. A temperatura também aumenta a taxa de hidratação, o que causa uma maior retração autogénea e um desenvolvimento das resistências mecânicas. Estas últimas podem ser comprovadas pelos resultados obtidos (*vide* 6.2.2.2). Uma vez que os provetes permaneceram pouco tempo em estufa (entre 1 e 1,75h), o efeito de dilatação térmica prevalece sobre a maior taxa de retração, o que se observa nos valores de retração lidos imediatamente após retirar os provetes de estufa. Quando os provetes arrefeceram verificou-se que houve retração, pois os valores foram inferiores aos registados antes de colocar em estufa.

Relativamente à influência dos tempos de presa na retração pode concluir-se que a curto prazo os menores tempos de presa atingem a maior expansão de pico, a médio prazo os maiores tempos de presa induzem a maior redução da retração pelo que se reduz a sensibilidade à fissuração, mas a longo prazo não se verifica nenhum efeito.

6.2.5 Fissuração

No presente capítulo apresentam-se os resultados obtidos no ensaio de anel, tanto como gráficos que ilustram as tensões elásticas desenvolvidas e as variações de comprimento perimetral livres. Todos os fatores que influenciam a retração também influenciam a consequente fissuração, com algumas diferenças. Por exemplo, o baixo teor em agregado faz aumentar a retração mas melhora o comportamento à fissuração, pois um baixo E_0 gera um reduzido grau de restrição. O expansivo para além de compensar a retração também aumenta a f_{ctm} , o que no seu conjunto deverá melhorar consideravelmente a resistência à fissuração.

6.2.5.1 Grau de Restrição

Atualmente é habitual utilizar-se anéis restritivos de aço devido a ter um α_1 semelhante ao do betão (α_0) e por conferir um elevado grau de restrição. Neste trabalho teve-se à disposição anéis de alumínio, cujas propriedades já foram apresentadas no capítulo 6.1.5, pelo que se fez

uma análise comparativa entre ambos os materiais, em termos de tensões que se desenvolvem devido ao grau de restrição e expansão térmica. Este trabalho foi desenvolvido para betão com uma idade de 2 dias ($E=17$ GPa) quando ocorreu a fissuração e para betão endurecido ($E=30$ GPa). O gráfico foi elaborado através da Eq. 5.5 e considerou-se $R = R_i$.

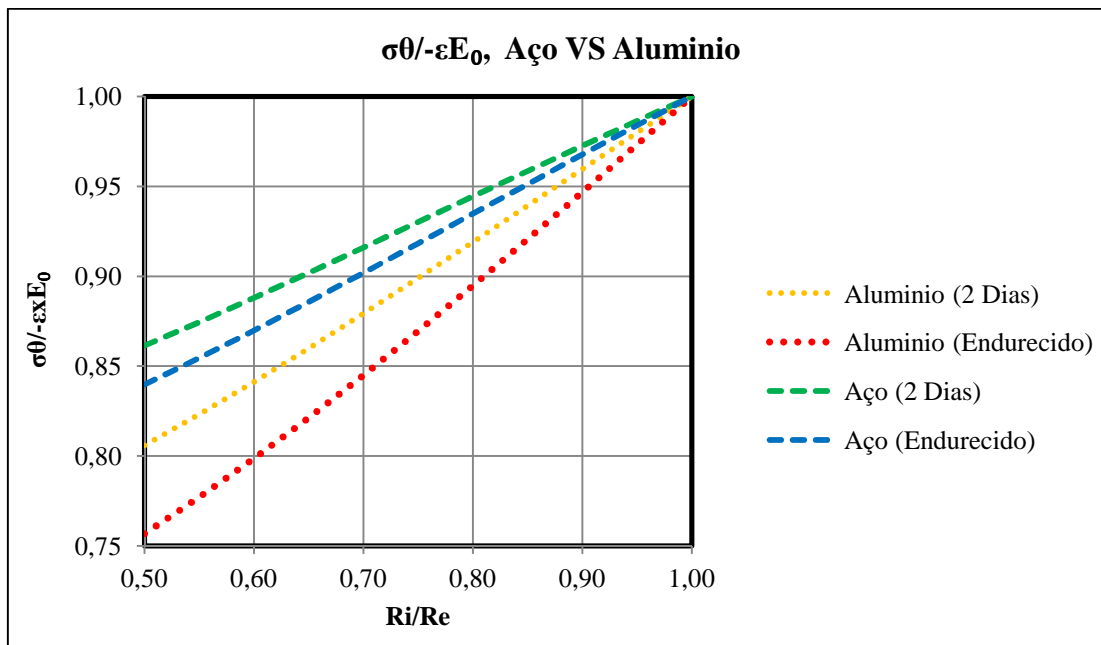


Figura 6.31- Grau de restrição externo, Aço VS alumínio, t= 2 e 28 dias, T=0

Na análise da Figura 6.31 observa-se que para $\varepsilon \times E_0$ constante, as tensões desenvolvidas são tanto maiores quanto menor a espessura do anel de betão. O grau de restrição externo no aço é maior que no alumínio, o que se justifica com um maior E_1 do primeiro referido e consequentemente as tensões geradas para uma mesma retração são maiores. A rigidez do anel sobre o betão é maior nas primeiras idades que para o betão mais endurecido, porque o grau de restrição será tanto maior quanto maior a diferença de rigidez entre o material que contrai e o material restritivo. Ao analisar a Eq. 2.7 e 5.2 denota-se uma situação análoga. Uma vez que ao efeito da restrição externa é necessário sobrepor o efeito da restrição interna, as tensões residuais serão tanto maiores quanto maior o E_0 , para uma mesma retração, ou seja, serão maiores em betão endurecido do em betão fresco.

Para ter em consideração o efeito térmico utilizou-se a Eq.5.7, assumiu-se uma $\varepsilon = 0,01\%$ e uma variação térmica, $T = 10^\circ C$. Os gráficos (Figura 6.32) demonstram que para uma $\varepsilon = 0,01\%$ e 0% , a razão σ_θ/E_0 é maior no aço do que no alumínio devido a uma maior rigidez do aço, e é maior para betão com idade de 2 dias do que para betão endurecido, como já verificado anteriormente. Pode constatar-se que perante uma variação térmica de $10^\circ C$ e uma razão $R_i/R_e = 0,75$ utilizada no ensaio, o aumento da razão σ_θ/E_0 no alumínio é 2,2 vezes maior que no aço, o que se justifica com um maior α_1 do alumínio do que do aço. Desta forma o ensaio é ativo, pois a T induz tensões no anel de betão que não se devem à retração do mesmo, tornando as condições de cura bastante severas. Para a extensão de $0,01\%$ o efeito de expansão térmica prevalece sobre as tensões residuais do betão, mas à medida que a retração aumenta as tensões

residuais começam "impor-se". Desta forma para criar um efeito equivalente a uma T de 10°C serão necessárias ε de 0,04% e 0,03% para betão com idades de 2 e 28 dias respetivamente, em que $R_i/R_e = 0,75$. Assim também seria possível estimar a idade de fissuração se os anéis não fossem sujeitos a uma variação térmica em função do E_0 .

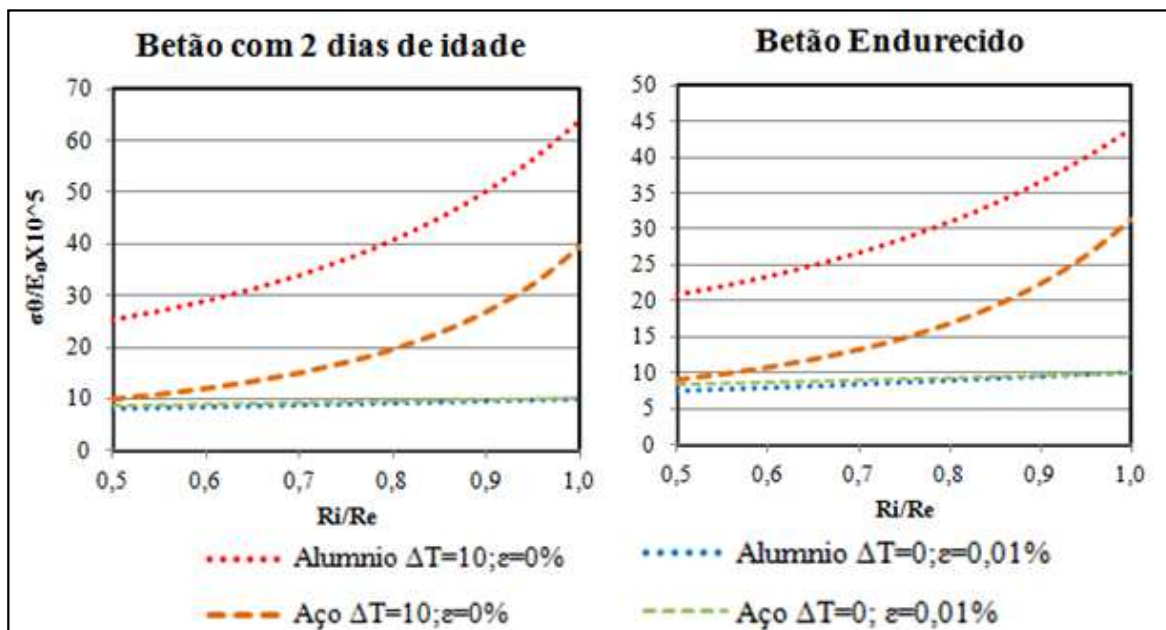


Figura 6.32 - Grau de restrição externo, $T=10$ e 0 , $\varepsilon=0,01\%$ e 0% , $t=2$ e 28 dias

6.2.5.2 Variação do Comprimento Perimetral

Nesta secção apresentam-se as variações do comprimento do perímetro relativamente ao raio médio (87,5 mm) dos anéis de argamassa que ajudará a compreender a influência dos vários efeitos na fissuração. Esta variação de comprimento deve-se à retração livre e à dilatação térmica da argamassa não restringida. O cálculo foi efetuado através da Eq. 5.17 e assumiu-se que a variação de um provete anelar é igual à um provete prismático. Na Figura 6.33 apresenta-se a variação volumétrica devido à dilatação térmica e à extensão livre em estufa separadamente.

Observa-se que a variação de comprimento devido à variação térmica é positiva e tem um valor constante de $55 \mu\text{m}$, pois todas as composições foram sujeitas a um aumento térmico de igual valor (10°C). A extensão introduz uma diminuição do comprimento perimetral que é tanto maior quanto maior a retração. As composições "Sky Expansivo" e "Sky Retardador" apresentam um aumento do seu comprimento porque a extensão nesta fase é positiva. O aumento do comprimento é tanto maior quanto maior a expansão livre.

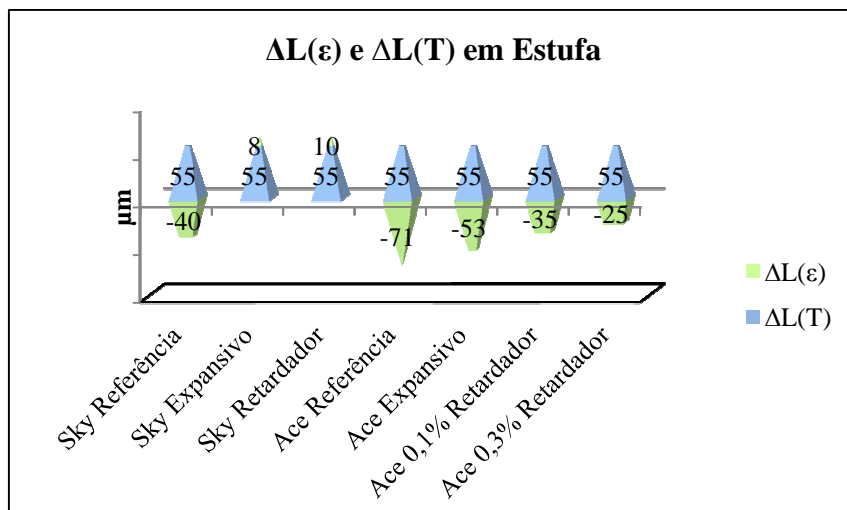


Figura 6.33 - Variação do comprimento perimetral devido à retração livre e à variação térmica separadamente

A Figura 6.34 mostra a variação de comprimento provocado pelo efeito sobreposto da extensão livre e da dilatação térmica da argamassa. Na amassadura "Sky Referência" a dilatação térmica venceu sobre a retração na fase em estufa, pelo que a fissuração se deve unicamente à dilatação do alumínio. O mesmo acontece nas "Ace Expansivo", "0,1% Retardador" e "0,3% Retardador". Nas amassaduras "Sky Expansivo" e "Retardador" a dilatação térmica soma-se à expansão livre e por isso apresentam os valores mais elevados. Assim, as tensões de tração terão de vencer elevados pré-esforços de compressão até atingirem pelo menos 50% das f_{ctm} e induzir a fissuração. A amassadura "Ace Referência" apresenta uma retração tão elevada que "vence" a dilatação térmica do betão. Neste último caso a argamassa fissa devido a uma sobreposição de efeitos, retração e expansão térmica do alumínio.

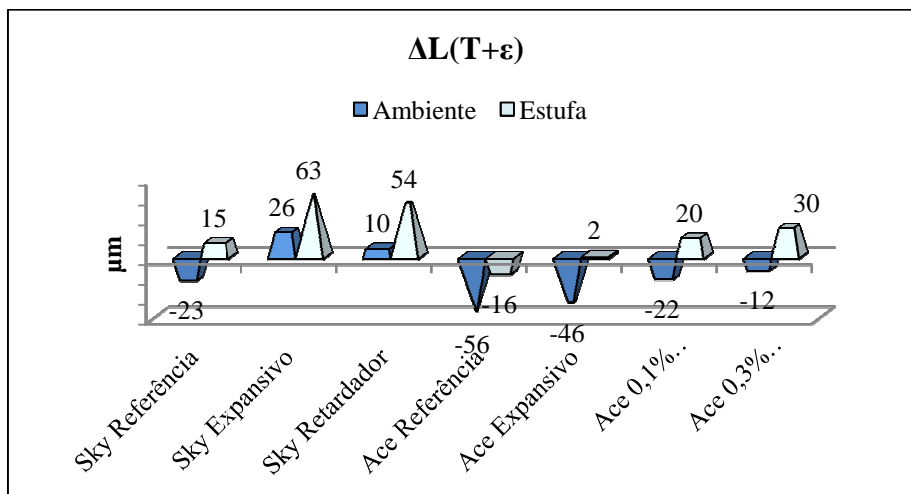


Figura 6.34 - Variação do comprimento perimetral devido ao efeito sobreposto da retração livre e variação térmica

6.2.5.3 Tensões Elásticas na Rotura dos Anéis

No presente subcapítulo apresentam-se, através de gráficos, as tensões elásticas desenvolvidas na rotura dos anéis. Este trabalho foi elaborado analiticamente por intermédio dos

dados obtidos nos ensaios das propriedades mecânicas (*vide* 6.2.2.2) e retração total livre (*vide* 6.2.4.2).

A Figura 6.35 e a Figura 6.36 apresentam as tensões elásticas circunferenciais e radiais que foram calculadas através da Eq 5.7 e Eq 5.6, respetivamente. Como referido anteriormente, ao longo da espessura do anel criam-se campos de tensão que decrescem do raio interior do betão para o raio exterior. Uma vez que o campo de distribuição de humidade é praticamente uniforme ao longo da espessura do anel de betão, não foram considerados os gradientes de contração. As tensões aqui apresentadas foram calculadas para o raio médio (78,5 mm) dos anéis de betão. Para obter as tensões máximas junto aos anéis restritivos é necessário somar 22% da tensões calculadas e para obter o valor no raio exterior tem de se subtrair 14%. A série "Ambiente" significa que os provetes foram curados na SC, e "Estufa" significa que foram sujeitos a uma variação térmica de 10 °C.

Como se pode observar na Figura 6.35, ocorreu um aumento significativo das tensões em estufa que correspondem à dilatação térmica do alumínio subtraído à dilatação térmica do betão.

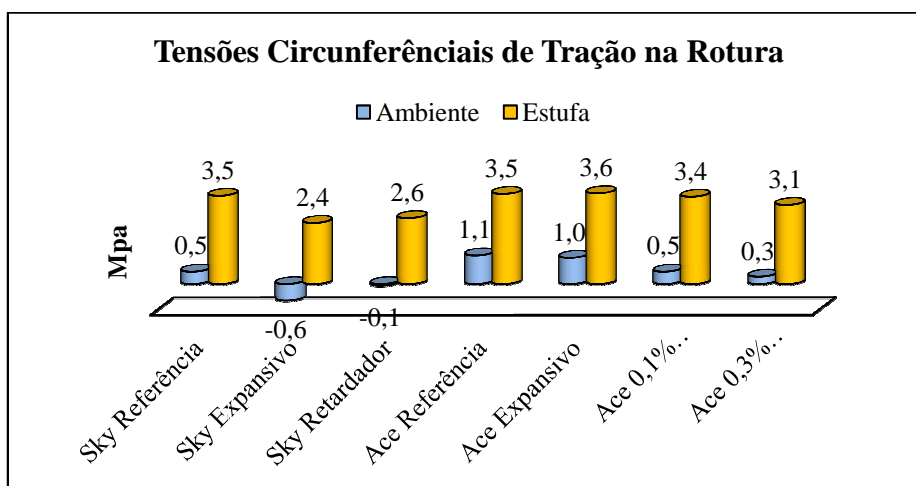


Figura 6.35 - Tensões elásticas circunferenciais desenvolvidas na rotura dos anéis

Na série de resultados "Ambiente" as tensões de tração são tanto maiores quanto maior a retração, com exceção das amassaduras "Sky Referência" e "Ace 0,1% Retardador", que apresentam o mesmo valor (0,5 MPa). Isto significa que o efeito da retração prevalece sobre o E_0 , mas no caso das duas amassaduras que apresentam o mesmo valor, o maior E_0 (+0,9 GPa) da "Ace 0,1% Retardador" aumenta o grau de restrição interno, o que compensa a menor retração ($-2,1 \times 10^{-6}$). Os resultados negativos significam que os provetes se encontravam na fase de expansão que induz um pré-esforço de compressão nos provetes que é tanto maior quanto maior a expansão. As expansões de $4,7 \times 10^{-5}$ e $1,8 \times 10^{-5}$ provocaram um pré-esforço de 0,6 e 0,1MPa, respetivamente. Na série de dados "Estufa" a dilatação térmica do alumínio aumentou significativamente o estado de tensão (7x maior em média), pelo que deixou de haver tensões de compressão. Nesta série de dados, verifica-se novamente que uma maior retração leva a maiores tensões de tração com exceção da "Ace Referência", que apesar de ter a maior retração apresenta

uma tensão igual à da "Sky Referência" e inferior à da "Ace Expansivo", o que se deve ao maior E_0 dessas amassaduras.

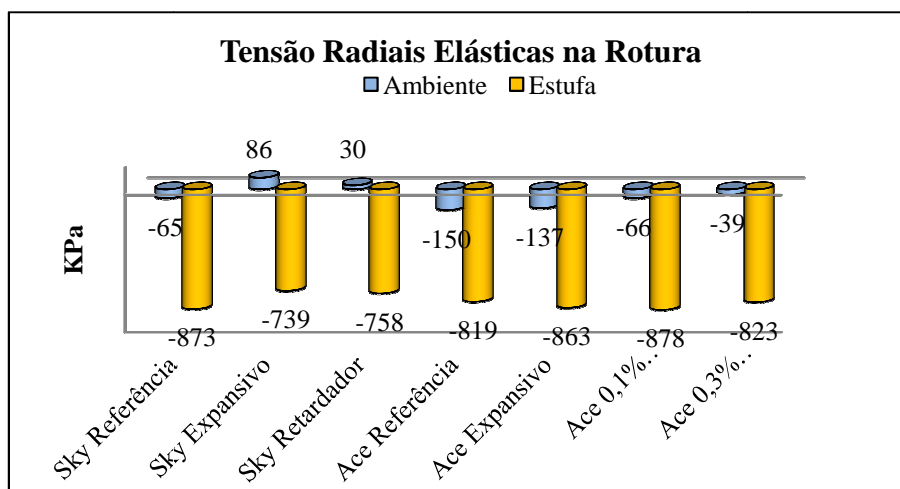


Figura 6.36 - Tensões elásticas radiais desenvolvidas na rotura dos anéis

As tensões radiais (Figura 6.36) aumentam o estado de tensão porque criam um binário cujo valor é demasiado reduzido (1%) [1] para ser considerado em termos práticos. As tensões radiais são de compressão quando ocorre retração livre do betão e são de tração quando ocorre expansão livre, efeito este observável na série de resultados "Ambiente". Na interpretação da série "Estufa" deve-se ter em consideração a sobreposição de 4 fenómenos: retração ou expansão livre do betão, dilatação térmica do betão e do alumínio. A expansão livre e a dilatação térmica do betão causam forças de tração e a retração livre e a expansão do alumínio induzem forças de compressão. Uma vez que as dilatações térmicas são constantes e a do alumínio prevalece sobre os outros efeitos, todas as composições apresentam forças de tração. Observa-se que o E_0 influencia as tensões radiais da mesma forma que as tensões circunferenciais.

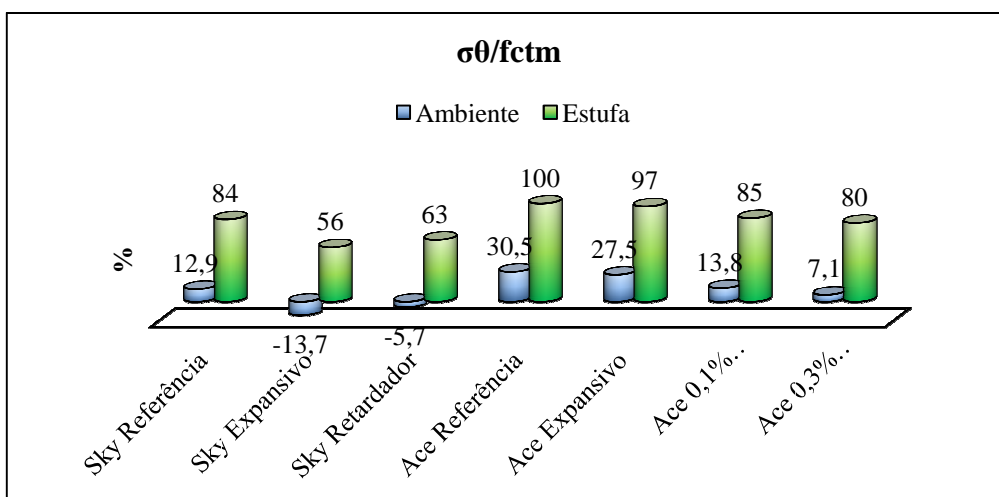


Figura 6.37 - Relação entre a tensão induzida e as resistências à tração

Na Figura 6.37 ilustra-se a relação entre a tensão circunferencial induzida e a f_{ctm} no anel de betão antes de ser colocado em estufa ("Ambiente") e em estufa quando ocorreu fissuração.

Não é necessário que a tensão induzida ultrapasse a f_{ctm} para que a fissuração ocorra. Gutsch [76] refere que 50% da f_{ctm} é suficiente para atingir a rotura, pois a partir dessa percentagem uma pequena imperfeição na homogeneidade do material ou variação térmica são suficientes para fraturar o material. Na série "Ambiente" observa-se que a relação σ_{θ}/f_{ctm} é tanto maior quanto maior a tensão induzida, mas os valores são muito inferiores a 50%, pelo que não há perigo de fissuração. Os valores negativos devem-se ao referido pré-esforço de compressão induzido pelo expansivo. Na série "Estufa" as maiores tensões também correspondem às maiores relações σ_{θ}/f_{ctm} com exceção da "Ace Referência", cuja f_{ctm} é inferior à da "Ace Expansivo" e assim a razão σ_{θ}/f_{ctm} é maior. É importante referir que o relaxamento por fluência pode mitigar até 50% das tensões induzidas [170] e espera-se que este seja tanto maior quanto menor o E_0 . Desta forma na "Ace Referência" espera-se que ocorra a maior fluência, pois tem o maior E_0 .

6.2.5.4 Avaliação da Fissuração

Nesta secção apresentam-se os resultados relativamente ao ensaio de anel, através dos quais se avaliará o desempenho das várias composições relativamente à fissuração, em termos de tempo, quantidade e espessura de fissuras.

A Figura 6.38 apresenta o tempo que as diferentes amassaduras permaneceram em estufa até fissurarem e o número médio de fissuras por provete. O tempo de fissuração corresponde à média dos tempos de fissura dos provetes individuais e nos anéis com várias fissuras considerou-se a primeira. Nas amassaduras "Ace Referência" e "Ace 0,1% Retardado" realizaram-se apenas dois provetes (por falta de moldes) e apenas um fissurou. Nenhum dos provetes da amassadura "Ace 0,3% Retardador" fissurou, ao fim de 2 semanas em estufa nem até a data fora de estufa.

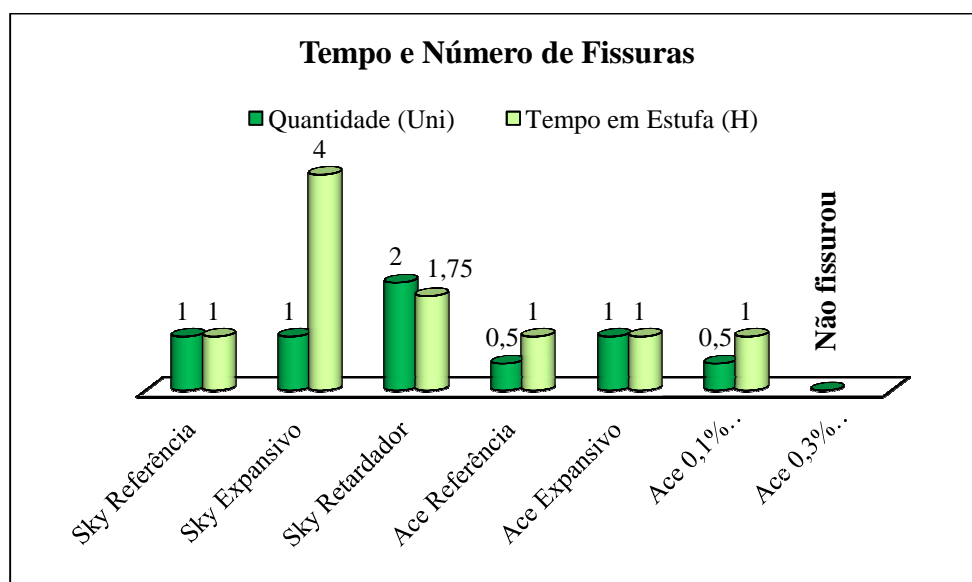


Figura 6.38 - Quantidade de fissuras e tempo de fissuração

Na análise dos gráficos acima apresentados verifica-se que nas amassaduras "Sky" o tempo que os anéis de betão levaram a fissurar é tanto maior quanto maior a expansão inicial dos provetes de retração livre. Estes resultados podem ser justificados com as tensões elásticas de tração e a razão σ_{θ}/f_{ctm} que são tanto menores quanto maior o tempo de fissuração. Em relação

a amassaduras que contenham "Ace" observa-se que todas elas fissuraram ao fim de uma hora, com exceção da "Ace 0,3% Retardador", cujo ensaio foi executado 2 vezes e nenhum anel fissurou. Este último resultado pode ser explicado com o facto de a amassadura "Ace 0,3% Retardador" apresentar a menor tensão elástica e a menor razão σ_{θ}/f_{ctm} . Acerca das restantes composições "Ace" nada se pode concluir através do tempo de fissuração. Ao comparar estes resultados com a influência dos tempos de presa na variação volumétrica pode-se referir que ao colocar os provetes em estufa, as "Sky" ainda se encontravam numa fase de expansão (curto prazo) porque tiveram maiores tempos de presa que as "Ace", que já se encontravam na fase de retração (médio prazo). A "Sky Expansivo" fissurou mais tarde porque o seu pico expansivo foi mais acentuado que na "Sky retardador", cuja forma mais achatada se deve ao maior tempo de presa. A "Ace 0,3% Retardador" teve o maior tempo de presa e por isso apresentou menor retração nessa fase (médio prazo). Desta forma os resultados seriam outros se a expansão térmica tivesse sido induzida noutra fase.

Relativamente ao número de fissuras observou-se que a "Sky Retardador" foi a única amassadura que teve 2 fissuras por anel. Nas amassaduras "Ace" verifica-se que o número de fissuras é tanto maior quanto maior a tensão elástica de tração e a razão σ_{θ}/f_{ctm} , com exceção da "Ace Referência". Esta exceção explica-se com um menor E_0 (-3,3 GPa que a "Ace 0,1% Retardador"), que permite um maior relaxamento por fluência e assim consegue acomodar maiores níveis de tensão. Não foi possível tirar conclusões através do tempo de fissuração nas amassaduras "Ace", mas através da quantidade de fissuras tornou-se possível. Quanto maior o tempo de presa menores são as retrações e consequentemente menor é o número de fissuras, um vez que a subida de temperatura foi induzida a "médio prazo" dessas composições.

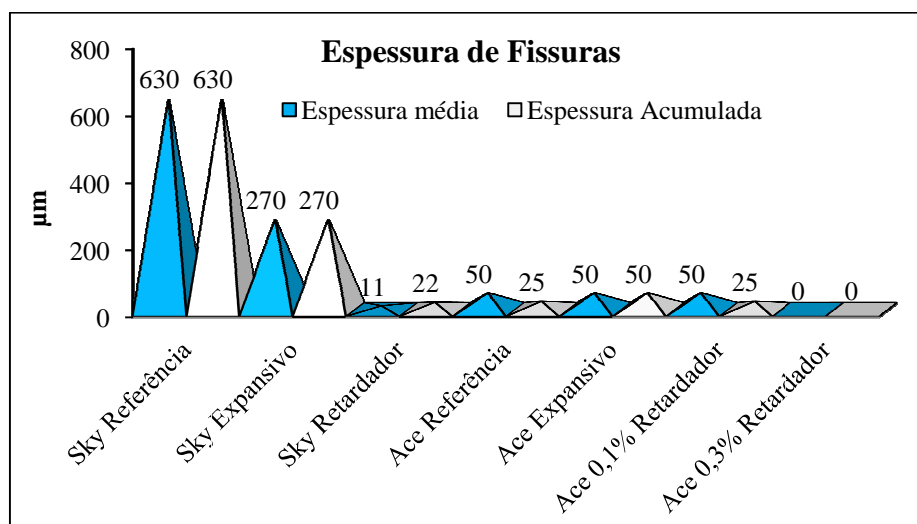


Figura 6.39 - Espessura média e acumulada de fissuras

O gráfico da Figura 6.39 apresenta a espessura média e acumulada das fissuras dos anéis. A primeira corresponde à média de todas as fissuras individuais de uma determinada composição e a última resultou da multiplicação do número de fissuras pela espessura média.

Quanto à espessura de fissuras, a "Sky Referência" teve a maior espessura média e acumulada de todas as amassaduras com "Sky", porque teve uma maior tensão elástica e também

uma maior razão σ_{θ}/f_{ctm} . As propriedades mecânicas avaliadas no presente trabalho não fornecem informação que possa justificar a menor espessura de fissuras acumulada, média e a maior quantidade da "Sky Retardador" relativamente à "Sky Expansivo". Zollinger *et al* [196] concluíram que a K_{If} aumenta com a idade do betão, pelo que analogamente, poderá diminuir com os tempos de presa, e desta forma a energia de fratura também. Uma maior energia de fratura leva a uma libertação energética instantânea de toda a energia potencial, o que leva a maiores espessuras de fissura. Reciprocamente uma baixa energia de fratura liberta sucessivamente pequenas quantidades de energia, o que leva a um maior número mas a uma menor espessura de fissuras, pois as duas fissuras dos anéis não ocorreram ao mesmo tempo. Assim pode concluir-se que maiores tempos de presa reduzem a espessura de fissura (a curto prazo). Em relação aos resultados obtidos nas amassaduras "Ace" não se pode verificar uma variação de espessuras de fissura nem no tempo de fissuração, como já referido.

De um modo geral as composições com "Ace" apresentam uma maior resistência à fissuração que as composições com "Sky" porque apresentam menos fissuras e alguns anéis nunca fissuraram. A menor suscetibilidade à fissuração do "Ace" pode ser explicada com um desenvolvimento mais célere das energias de fraturação, devido à maior taxa de hidratação na fase inicial e relativamente baixos E_0

6.2.5.5 Perda de Peso Restringida

A Figura 6.40 mostra a relação entre a perda de massa do ensaio de fissuração e o instante de fissuração.

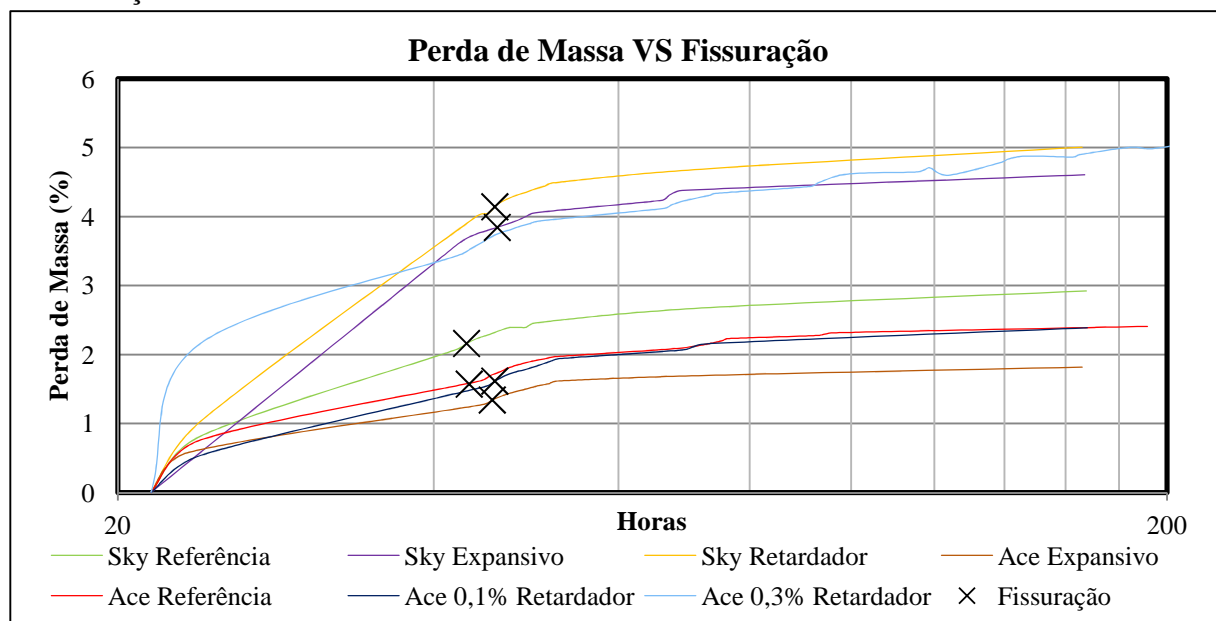


Figura 6.40 - Perda de massa de provetes anelares restringidos VS Fissuração

A ondulação que se observa nos gráficos deve-se aos ciclos alternados estufa - SC. No período em estufa o declive das curvas é mais acentuado, o que representa uma maior taxa de perda de peso que no período pertencente ao da SC. A partir do sexto dia verificaram-se ganhos de peso no período na SC, o que indica que nesta fase os poros de maiores dimensões já

atingiram o equilíbrio higrométrico com o meio envolvente (RH 45%) e que a humidade está a ser retirada dos poros de menores dimensões no período em estufa. O comportamento da amassadura da "Ace 0,3% Retardador" aparentemente é inadequado, pelo que podia indicar um erro de leitura, mas numa repetição do ensaio verificou-se o mesmo comportamento.

Uma vez que uma maior retração não corresponde a uma maior perda de peso (verificado em 6.2.4), o tempo e número de fissuras também não podem ser correlacionados com a perda de peso. Como se verifica uma elevada perda de peso não corresponde a um baixo tempo de fissuração, nem a um pequeno número de fissuras.

Verifica-se que a introdução e aumento da dosagem de retardador de presa aumentam a perda de peso devido a menores taxas de hidratação, disponibilizando maiores quantidades de água para a evaporação. Relativamente à junção da adição expansiva não se verifica uma tendência clara.

Constata-se que a perda de peso em condições restringidas e não restringidas é diferente. Por exemplo nesta última o expansivo e a dosagem de retardador reduziram a perda de peso enquanto que na Figura 6.40 observam-se tendências contraditórias. As tensões radiais provavelmente fecham os poros em microestruturas "abertas". Por exemplo a "Sky Referência" está sujeita a elevadas tensões de compressão, o que fecha os poros, enquanto que a "Sky Expansivo" está sujeita a tensões radiais de tração, abrindo os poros. Desta forma, a posição referente à perda de peso inverte, relativamente à perda livre. O mesmo raciocínio se aplica ao aumento da dosagem de retardador de presa. Comparativamente à posição da "Ace Referência" em relação à "Ace expansivo" isto não se verifica, porque a microestrutura já se encontra muito desenvolvida (pouco porosa) e o efeito redutor da perda de peso do expansivo prevalece.

6.2.5.6 Avaliação da Microfissuração

A microfissuração deve-se principalmente às tensões residuais causadas pela autorrestricção do esqueleto sólido. Como explicado no capítulo 2.6.4.1, um diferencial de humidade entre o interior e a envolvente do provete, origina um diferencial de retração, ao qual se associa um diferencial de tensões residuais que são responsáveis pela microfissuração. Estas fissuras ocorrem principalmente na fase inicial quando sucede a maior perda de massa, mas a retração por secagem macroestrutural é relativamente pequena porque a água evapora dos poros de maiores dimensões. Uma vez que durante o primeiro dia os anéis se encontravam dentro do molde, apenas ocorreram trocas de humidade pela face superior, o que causou um diferencial de contração bastante elevado. Na fase dentro do molde não foi possível medir a perda de peso, dificultando a análise de dados. A Figura 6.41 apresenta o número médio de microfissuras de cada composição.

As microfissuras encontradas apresentaram profundidades até 2 mm, o que corresponde à espessura da camada de superfície onde se desenvolveram as maiores tensões residuais de tração. Existe aqui uma competição entre os mecanismos de fissuração, constituídos pela retração por secagem e a rigidez microestrutural e as resistências à tração.

Verifica-se que o número de microestruturas aumenta drasticamente com a adição do expansivo. Este facto pode ser explicado através de uma diminuição da razão A/l, que acelera o

desenvolvimento da microestrutura (Figura 6.17) e assim também a rigidez do betão, i.e, o grau de autorrestrição. Outra justificação podia ser uma distribuição não uniforme do expansivo, o que causa expansões diferenciais, podendo levar à microfissuração.

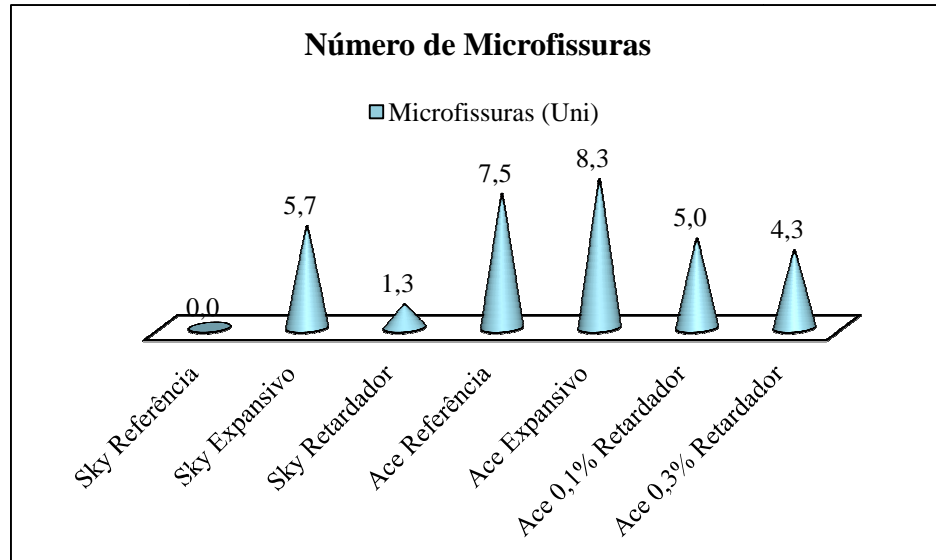


Figura 6.41- Microfissuração observada no ensaio de anel

Denota-se também que tanto nas amassaduras "Sky" como nas amassaduras "Ace" o número de microfissuras diminui com os tempos de presa, teoria esta, que apoia a hipótese da taxa de hidratação. O retardador de presa diminui as taxas de hidratação, o que retarda o desenvolvimento da rigidez microestrutural e consequentemente as contrações diferenciais, reduzindo as microfissuras.

Do subcapítulo de fissuração pode-se concluir que os anéis restritivos de alumínio, sujeitos a variação térmica, constituem uma cura bastante severa. As tensões residuais nem sempre são maiores para maiores retrações, pois o efeito restritivo do E_0 constitui um fator relevante. A curto e médio prazo, menores e maiores tempos de presa respetivamente, melhoram o tempo e a quantidade de fissuração. A perda de peso restringido em estruturas porosas diminui com as tensões radiais de compressão. O número de microfissuras aumenta com a introdução do expansivo e diminui com o tempo de presa.

7 CONCLUSÃO

Desta tese de mestrado conclui-se que existem muitos mecanismos de variação volumétrica que levam à fissuração do betão ou argamassa. A constituição da composição e os métodos de cura influenciam cada um desses mecanismos de forma diferente. Assim, um constituinte que reduz um determinado mecanismo pode aumentar outro, o que constitui a grande dificuldade no controlo da fissuração.

Relativamente ao trabalho experimental é de referir que o facto de os anéis restritivos não terem permitido medir as tensões reais, impediu desenvolver a análise de dados e aumentou significativamente o volume do trabalho laboratorial. De igual forma não permitiu tirar conclusões acerca do relaxamento de fluência, que supostamente consegue mitigar até 50% das tensões residuais. Também não foi possível determinar o E_0 do betão, pelo que não se apresentou o desenvolvimento das tensões residuais a longo prazo.

A composição do betão/argamassa adotada não foi suscetível de fissurar em exposição ambiental porque apresenta um baixo E_0 mas relativamente elevadas f_{ctm} e a razão A/l levou a valores médios de retração, cujo comportamento é melhorado pelas cinzas volantes.

No caso das propriedades mecânicas pode concluir-se que tanto o expansivo como o retardador de presa aumentam os 3 parâmetros avaliados: f_{cm} , f_{ctm} e E_0 , mas com efeitos a idades diferentes.

O efeito do superplastificante leva a resultados dispersos, i.e., pode aumentar a retração e as propriedades mecânicas devido à dispersão das partículas, o que aumenta as reações de hidratação. Mais se acrescenta que pode provocar um efeito contrário, o que provavelmente se deve à inibição das reações de hidratação, confirmando assim os resultados obtidos em trabalhos de outros autores referidos.

Acerca da retração química destaca-se que numa fase inicial (até aos 14 dias) uma maior dosagem de expansivo faz aumentar a retração química, devido uma menor razão A/l, mas não aumenta a retração autogénea porque uma maior dosagem de expansivo também provoca uma maior expansão da macroestrutura. A longo prazo não se verifica influência significativa do expansivo na retração química e na conseqüente retração autogénea.

Na avaliação da perda de peso observou-se que o comportamento dos provetes livres e restringidos diferem. O expansivo reduz a perda de peso devido ao aumento da compacidade da microestrutura, ou o consumo de água pelas reações de expansão. O retardador de presa provoca um efeito contrário pois inibe as reações de hidratação iniciais, disponibilizado mais água para a evaporação, mas um aumento da sua dosagem não agravou esse efeito. Em condições restringidas em estruturas porosas, as tensões radiais fecham os poros, o que poderá diminuir a perda de peso.

No que respeita à influência dos tempos de presa na retração, pode concluir-se que: a curto prazo os menores tempos de presa atingem uma maior expansão de pico, a médio prazo os maiores tempos de presa induzem uma maior redução de retração, porém, a longo prazo não se

verifica nenhum efeito. Interpretou-se que a atuação do retardador de presa prolongou a fase expansiva, contudo o diagrama tempo-expansão desenvolveu uma forma mais achatada. Uma vez que na fase inicial ocorre a formação de pré-esforço de compressão e a prevalência de fissuração ocorre a "médio prazo", a sensibilidade à fissuração é reduzida. Isto conseguiu-se comprovar por intermédio do ensaio de anel pois a curto e longo prazo menores e maiores tempos de presa respetivamente, melhoram o tempo e quantidade de fissuração.

Foi possível observar que o expansivo diminui a sensibilidade à fissuração mas aumentou a quantidade de microfissuras. Entendeu-se que um célere desenvolvimento da rigidez microestrutural, acompanhado por um incremento dos gradientes de contração foi causado pela menor razão A/l . Por outro lado, uma distribuição heterogénea do expansivo poderá ter induzido expansões diferenciais. O retardador de presa causou um efeito contrário, atrasou as taxas de hidratação e assim reduziu o número de microfissuras.

Através do ensaio de anel ainda se concluiu que os anéis restritivos de alumínio, sujeitos a variação térmica, criam uma restrição ativa, pois induziram expansão nos anéis de argamassa devido a um diferente α . Muitos artigos reportam que uma menor retração reduz a sensibilidade à fissuração, porém, no ensaio de anel verificou-se que as tensões residuais nem sempre são maiores para maiores retrações, pois o efeito restritivo do E_0 constitui um fator relevante. Mais se acrescenta que existem fatores como a granulometria do ligante (e.g. sílica de fumo) ou menores E_0 que aumentam a retração mas que reduzem a fissuração e vice-versa.

7.1 PROPOSTAS DE ÁREAS A DESENVOLVER

A elaboração desta tese de mestrado foi bastante interessante por ter sido um trabalho muito completo. Nela constam todas as etapas do desenvolvimento da microestrutura do betão/argamassa, desde o início das reações de hidratação, passando pelas propriedades mecânicas, retração e fluência até à fissuração. Neste processo estiveram envolvidos um grande número de materiais e condições de influência diferentes.

Algumas sugestões de continuação na investigação sobre o controlo de fissuração são: melhorar os métodos de estudo de forma a melhor separar os diferentes efeitos relativamente á influência nas extensões e nas tensões, de modo a tirar o maior partido das características dos constituintes; testar o efeito combinado de polímeros superabsorventes com adições expansivas, pois verificou-se que uma cura húmida prolongada melhorou significativamente a atuação do expansivo; reduzir o E_0 para atenuar as tensões residuais e aumentar o relaxamento por fluência, permitindo também satisfazer as exigências do EC 8, que obrigam à construção em média ou alta ductilidade em zonas de elevada intensidade sísmica. Para além disso, uma redução da retração não será suficiente para impedir a fissuração perante obras de reabilitação, em que o próprio suporte sofre variações dimensionais devido a ciclos de secagem e humedecimento.

8 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] A. De Sousa Coutinho, A fissurabilidade dos Cimentos, Argamassas e Betões por Efeito da Sua Contração, Lisboa: Laboratório Nacional de Engenharia Civil, 1954.
- [2] R. Springenschmid, Prevention of Thermal Cracking in Concrete at Early Ages : State-of-the-art Report Prepared By RILEM Technical Committee 119, Avoidance of Thermal Cracking in Concrete at Early Ages RILEM Report ; 15, Technical University of Munich Germany : E & FN Spon , 1998 .
- [3] ACI Comitee 207, “Effect of Restraint, volume changes and reinforcement on cracking on massive concrete,” em *ACI Std. No.207.2R-90*, 1990.
- [4] ACI Comitee 224, “Control of cracking in concrete structures,” em *ACI Std.No.224*, 1990.
- [5] M. Oliveira, *Betão Autocompactável Comretração Controlada*, Coimbra, 2012.
- [6] D. Lange, “Overview of driving forces in Early Age Cracking in Cementitious,” em *RILEM TC 181-EAS – Final Repor*, July 2002 .
- [7] A. Bentur, Overview of early age cracking em Early Age Cracking in Cementitious Systems; RILEM TC 181-EAS – Final Report, Technion, Israel Institute of Technology: RILM Puplications S.A.R.L, July 2002, pp. 1-11.
- [8] I. Soroka, “Early Volume Changes and Cracking,” em *Concrete in Hot Environments*, National Building Research Institute, Faculty of Civil Engineering, Technion—Israel Institute of Technology, Haifa, Israel, E & FN SPON, 1993, pp. 101-117.
- [9] Pihlajavaara e S.E., A review of the main results of a research on the aging phenomena of concrete: Effect of moisture conditions on strength, shrinkage and creep of mature concrete. *Cement Concrete Res.*, 4(5), 1974, p. 761–71.
- [10] T. Powers, Physical properties of cement paste. In *Proc. Symp. Chem. of Cement (Vol. II)*, Washington, 1960.
- [11] F. Wittmann, On the action of capillary pressure in fresh concrete. *Cement Concrete Res.*, 6(1), 1976, p. 49–56.
- [12] D. Ravina e R. Shalon, Shrinkage of fresh mortars cast under and exposed to hot dry climate conditions. In *Proc. RILEM/CEMBUREAU Colloq. on Shrinkage of Hydraulic Concretes; Vol. II*, Edigrafis, Madrid, 1961.

- [13] R. Shalon e Z. Berhane, Shrinkage and creep of mortar and concrete as affected by hot humid environment. In Proc. RILEM 2nd Int. Symp. on Concrete and Reinforced Concrete in Hot Countries, Haifa, 1971, Vol. II, Building Research Station—Technion, Israel Institute of Technology, Haifa, 1971, p. 309–32.
- [14] I. Soroka e C. Jaegermann, Deterioration and durability of concrete in hot climates. In Proc. RILEM Seminar on Durability of Concrete Structures Under Normal Outdoor Exposure., Universitat Hannover, 1984, p. 52–64.
- [15] A. C. 305, Hot weather concreting (ACI 305, R-89). In ACI Manual, Detroit, MI, USA: ACI, 1990.
- [16] Lura, P., Pease, B., G.B., Rajabiopour, F.Weiss e J., ACI Mat.J.104(2), 2007, pp. 187-194.
- [17] A. Bentur, Terminology And Definitions in Early Age Cracking in Cementitious Systems ; RILEM TC 181-EAS – Final Report, Technion, Israel Institute of Technology: RILM Puplications S.A.R.L, July 2002, pp. 13-17.
- [18] Neville e A.M., Properties of Concrete; 4th Edition, 1995.
- [19] Buil e L.M., Contribution a l'étude du retrait de la pâte de ciment durcissante, Ecole Nationale des Ponts et chaussées, Paris, 1979, p. 67.
- [20] H. Justnes, T. Hammer, B. Adroullie e E. Hendrix, “Chemical Shrinkage of Cement Paste Morta and Concrete,” em *Autogeneous Shrinkage of Concrete-Proceedings of the International Workshop organized by JCI (japan Concrete Institute)*, Hiroshima University Japan, E&FN Spon, 1998, pp. 211-220.
- [21] Nonat, A., Damiot e D., A method for determining the advancement of the hidration of C3S in diluted suspension by means of simultaneous conductimetric and calorimetric measurements; In 9th Symposium on the Chemistry of Cement, New Dehli, 1992.
- [22] L. Barcelo, Chemical Shrinkage in Early Age Cracking in Cementitious Systems; RILEM TC 181-EAS – Final Report, LAFARGE Laboratoire Central de Recherche, Saint Quentin Fallavier, France, pp. 21-26.
- [23] I.Soroka, “Setting and Hardening,” em *Concrete in Hot Environmentes*, National Building Research Institute, Faculty of Civil Engineering, Technion—Israel Institute of Technology, Haifa, Israel, E & FN SPON, 1993, pp. 21-39.
- [24] Taplin e J.H., The temperature dependence of the hydration rate of Portland cement paste. *Aus. J. Appl. Sci.*, 13(2), 1962, pp. 71-164.

- [25] E. Tazawa, International Workshop organized by JCI (Japan Concrete Institute)Autogenous Shrinkage of Concrete, Proceedings of the, Hiroshima 1998, June, pp. 3-8.
- [26] O. Bjontegaard e E. Sellevold, Autogenous and thermal deformation,em Early Age Cracking in Cementitious Systems, RILEM TC 181-EAS, July 2002, pp. 65-88.
- [27] P. McGratti e R. Hooton, Self-desiccation of portland cement and silica fume modified mortar em Ceramic Transactions Vol.16, American Ceramic Society, 1991, pp. 489-500.
- [28] F. Wittman, Surface tension shrinkage and strength of hardened cement paste em *Materiaux et Constructions*,Vol11,No.6, 1968, pp. 547-552.
- [29] B. Persson, Self-desiccation and its Importance in Concrete Tecnology in *Materials an Strctures*,30, 1997, pp. 293-305.
- [30] Barcelo e e. al, Early Age Shrinkage of concrte: back to the physical mechanisms, UEF conference in *Advances in Concrete and Cement*, Canada: Mt-Tremblant, August 2000.
- [31] O. Bjontegaard, Thermal Dilatation and Self Desiccation as Driving Forces to Self-Induced Stresses inHigh Performance, Ph.D thesis, Division of Structural Engeering, The Norwegian University of Science and Technology, Norway, 1999.
- [32] S. Boivin, S. Rigaud, P. Acker, P. Clauvaud e C. Boulay, Linear vs Volumetric Autogeneous Shrinkage Measurements: Material Behavior or Experimental Artifact , ref 3, pp. 109-126.
- [33] J. H., A. Van Gemart, F. Verboven e E. Sellevold, Total and External Chemical Shrinkage of Low W/C Ratio Cement Pastes em *Advances in Cement Research*, 8(31), 1996, pp. 121-126.
- [34] A. Boumiz, Etude comparée des évolutions mecaniques et chimiques de pâte de ciment et mortiers a tres jeune age, PhD-thesis of Univerité Paris 7, 1995.
- [35] H. Justnes, F. Clemens, P. Depuydt, D. Van Gemert e E. Sellevold, Correlating the deviation point between external and total chemical shrinkage with setting time and other characteristics of hydrating cement paste em *Proceedings of the int. RILEM workshop on shrinkage of concrete-shrinkage 2000*, October 2000, pp. 57-74.
- [36] W. Jiang e D. Roy, Microstructure and flow behavior of fresh cement paste, em *Mat. Res. Soc. Symp. proc. Volume 289*, 1993, pp. 161-166.
- [37] J. Bisschop, Evolution of Solid Behavior em *Cracking in Cementitious Systems; RILEM TC 181-EAS – Final Report*, Microlab, Faculty of Civil Enginneering and Geosciences,

- Delft University of Tecnology, The Netherlands, july 2002, pp. 27-36.
- [38] M. Buil, Comportement physico-chimique du système ciment-fumées de silici, em Annales de L'LTBTP, 1990, pp. 19-29.
- [39] C. Hua, Analysis et modelisation du retraits d'autodessication de la pâte de ciment et mortiers a tres jeune age, PhD Thesis of Ecole Nationale de Ponts Chaussées: Paris, 1995, p. 159.
- [40] S. Boivin, Retrait au jeune âge du béton: Développement d'une méthode expérimentale et contribution à l'analyse physique du retrait endogène, PhD-thesis of Ecole Nationale de Ponts Chaussées: Paris, 1999.
- [41] P. Lura, K. Van Breugel e I. Maruyama, Effect of curing temperature and tipe of cement on early age shrinkage of hight performance concrete, Submitted to Cem. Con. Res. Special issue, Proc. of symposium "Materials Science of Hight Performance Concrete" - MRS Fall Meeting, Boston, 2000.
- [42] Z. Bazant e F. Wittman, Creep and shrinkage in concrete structures, New York: John (Wiley & sons), 1982.
- [43] Y. Tezuka et al, Hydratation characteristics and properties os mixture of cement and hight content of calcium, Proc. Symp. on Chemistry of Cement Vol II, Rio de Janeiro, 1986, pp. 323-329.
- [44] S. Lepage, M. Ballbaki, E. Dallaire e P.-C. Aitcin, Early shrinkage development in a hight performance concrete em Cement Concrete and Aggregates 21(2), 1999, pp. 31-35.
- [45] A. David, Lange, A. Salah e Altoubat, Early Thermal Changes em Cracking in Cementitious Systems; RILEM TC 181-EAS – Final Report, Department of Civil Engineering, Unoversity of Illinois, Urbana, IL, USA: RILM Publications S.A.R.L., 2002.
- [46] B. Klemczak e A. Knoppik-Wróbel, Early age thermal and shrinkage cracks in concrete structures-description of the problem em Architecture-Civil Engineering Environment, Vol.4 , No.2, 2011, pp. 35-48.
- [47] P. B. Bamforth, Early-age thermal crack control in concrete, London : CIRIA C660, 2007.
- [48] Byfors, Plain concrete at early ages, Swedish Cement and Concrete Institue, Fo 3:80,(Reffered by RILM 1998), Stockholm, 1980.
- [49] A. C. 517, Accelerated curing of concrete at atmosphereric pressure-satae of the art'ACI Journal, No.77, 1980, pp. 429-448.

- [50] B. Miao, O. Chaallal, D. Perraton e P. C. Aitcin, On-site early age monitoring of high performance concrete columns, *ACI Materials Journal*, No.90, 1993, pp. 415-420.
- [51] D. Mitchell, A. Khan e W. Cook, Early age properties for thermal and stress analysis during hydration em *Material Science of Concrete*, The American Ceramic Society, 1998, pp. 265-305.
- [52] R. Springenschmid e P. Nischer, Untersuchungen über die Ursache von Querrissen im jungen Beton. *Beton und Stahlbetonbau*, 68 (9), 1973, p. 221–226.
- [53] R. Breitenbücher, Zwangsspannungen und Rißbildung infolge Hydratationswärme. Doctoral thesis, Technical University of Munich, 1989 .
- [54] R. Springenschmid e R. Breitenbücher, Influence of Constituents, Mix Proportions and Temperature on Cracking Sensitivity of Concrete em *Prevention of Thermal Cracking in Concrete at Early Ages*, E & FN Spon, 1998, pp. 40-50.
- [55] E. Tazawa, Y. Masuoka, Miyazawa e O. S., Effect of Autogenous Shrinkage on Self Stress in Hardening Concrete. *Thermal Cracking in Concrete at Early Ages*, Proceedings of the International RILEM Symposium, E & FN Spon, 1995, p. 221–228 .
- [56] H. Dettling, Die wärmedehnung des zementsteins, der gesteine und der betone, *Deutscher Ausschuss für Stahlbeton*, Heft 164, Berlin, 1964.
- [57] F. Wittman e J. Lukas, Experimental expansion characteristics of hardenend cement paste," *Materilas and Structures*, 7 (40), 1974, pp. 247-52.
- [58] N. A.M., *Properties of Concrete* (Prentice-Hall Inc.), 1981.
- [59] S. Meyers, Thermal expansion characteristics of hardened cement paste and of concrete. *Proc.Highw. Res. Board*, 30, 1950.
- [60] S. Meyers, How temperature and and moisture changes may effect the durability of concrete, *Rock Products*, Chicago, 1951.
- [61] C. Ben Amor e J.-L. Clement, Behavior of HPC under thermal and moisture laods, in the 4th int. Symposium on Utilization of Hight Strength/Hight Performance Concret, Paris, 1996, pp. 589-592.
- [62] P.-C. Aitcin, Autogeneous shrinkage measurment in Proceedings os the Int. Workshop , *Autogeneous Shrinkage of Concrete AUTOSHRINK98*, Hiroshima: E&FN Spon, 1999, pp. 245-256.

- [63] J. Young, Densified cement pastes and mortars , *Cementing the Future*, 9(2), 1997.
- [64] F. Young e G. Scherer, Thermal expansion kinetics. *J. American Cer. Soc.* 84 (2), 2000, pp. 385-91.
- [65] G. Verbeck e R. Helmuth, Structure and physical properties of cement paste. In *Proc. Symp. Chem. of Cement*, Vol. 3, The Cement Association of Japan, Tokyo, 1968, p. 1–37.
- [66] B. Klemczak e A. Knoppik-Wróbel, Early age thermal and shrinkage cracks in concrete structures- influences of geometry and dimensions of a structure, Poland, 2011.
- [67] J.-E. Jonassen, P. Groth e H. Hedlund, Modeling of Temperature and Moisture Field in Concrete to Study Early Age Movements as basis for Stress Analysis, in *Thermal Cracking at Early Ages*, E&FN SPON, 1994, pp. 45-52.
- [68] K. Flaga, Macro self-induced thermal stresses in concrete elements and structure, Cracow Technical University , 1990.
- [69] K. Flaga, Shrinkage stresses and surface reinforcement in concrete structures, Cracow technical University, 2011.
- [70] W. Kiernozycki, Massive concrete structures, Poland, 2003.
- [71] G. DeSchutter e L. Taerwe, Estimation of Early-Age Thermal Cracking tendency of massive Concrete Elements By means of Equivalent Thickness, *ACI Materials Journal*, Vol.93, No.5, 1996, pp. 403-408.
- [72] O. Bjontegaard, T. Kanstad, S. T. e T. Hammer, Stress inducing deformation and mechanical properties of concrete at very early ages em Utilization of High Strength/High Performance concrete technology, *Proc. 5th Int. Symp.*, sndefjord, Norway, 1999, pp. 1027-1040.
- [73] G. DeSchutter e L. Taerwe, Degree of hydration-based description of mechanical properties of early age concrete, *materials and Structures* 29, 1996, pp. 335-344.
- [74] M. Laube, Werkstoffmodell zur berechnung von temperaturspannungen in massigen betonbauteilen im jungen alter, doctoral Thesis TU Braunschweig, Braunschweig, 1990.
- [75] H. Weigler e S. Karl, *Junger Beton, Betonwerk+Fertigkeit-Technik*, 6, 1974, pp. 481-484.
- [76] A.-W. Gutsch, Visco-Elastic behavior of early age concrete em Improved production of advanced concrete structures, BRPR-CT-97-0437, Final Report TU Braunschweig, Braunschweig, December 2000.

- [77] K. Kovler, S. Igharashi e A. Bentur, Tensile creep behavior of high-strength concretes at early ages, *Materials and Structures*, 32, 1999, pp. 383-387.
- [78] J. Bisschop e J. Van Mier, Shrinkage microcracking in cement-based materials with low water cement ratio em *Early Age Cracking in Cementitious Systems*, Proc. International RILM Conference, Haifa, March 2001, pp. 79-88.
- [79] E. Koenders, Simulation of volume changes in hardening cement-based materials, phd Thesis, Delft University of Technology, 1997.
- [80] K. Wiegrink, S. Marikunte e S. Shah, Shrinkage cracking in high-strength concrete, *ACI Materials Journal*, 93 (5), 1996, pp. 409-415.
- [81] A. Bentur, N. Berke, M. Dallaire e T. Duming, Crack mitigation effects of shrinkage reducing admixtures, in *'Design and Construction Practices to Mitigate Cracking*, ACI SP-204, The American Concrete Institute, 2001, pp. 155-170.
- [82] A. M. o. C. Practice e 207.2R, Effect of Restraint, Volume Change, and Reinforcement on Cracking of Mass Concrete, American Concrete Institute, Farmington Hills, 1995.
- [83] W. Hansen, Drying shrinkage mechanisms in portland cement paste, *J. Am Ceram. Soc.* 70(5), 1987, pp. 323-328.
- [84] J. Bisschop, Drying Shrinkage Cracking at Early Ages em *Cementitious Systems*; RILEM Tc 181-EAS-Final Report, Microlab, Faculty of Civil Engineering and Geosciences, Delft University of Technology, The Netherlands, 2002, pp. 47-55.
- [85] V. Baroghel-Bouny e J. Godin, Experimental Study on Drying Shrinkage of Ordinary and High-performance Cementitious Material em *Shrinkage of Concrete 2000-Proceedings of the International RILM Workshop*, Laboratoire Central des Ponts et Chaussées-Paris e Laboratoire Régional des Ponts et Chaussées d'Angers, France: RILM Publications S.A.R.L, 2000.
- [86] I. Soroka, Drying Shrinkage, National Building Research Institute, Faculty of Civil Engineering, Technion—Israel Institute of Technology, Haifa, Israel: E & FN SPON, 1993, pp. 143-162.
- [87] Z. Grasley, Internal relative humidity, drying stress gradients, and hygrothermal dilation of concrete, Thesis for the degree of Master, University of Illinois, 2003.
- [88] Z. Bazant, Delayed thermal dilatation of cement paste and concrete due to mass transport. *Nuclear Engng Design*, 14, 1970, pp. 18-308.

- [89] T. Powers, Mechanism of shrinkage and reversible creep of hardened cementpaste. In Proc. Conf. Structure of Concrete and Its Behaviour Under Load., Cement and Concrete Association, London, 1968, pp. 44-319.
- [90] Powers, "Concrete Shrinkage and Creep," Université Laval, 1968. [Online]. Available: <http://scholar.google.pt/scholar?hl=pt-PT&q=Powers%2C+1968%5D&btnG=&lr=>. [Acedido em Março 2013].
- [91] R. Helmuth e D. Turk, The reversible and irreversible drying shrinkage of hardened Portland cement and tricalcium silicate paste J.PCA. Res. Dev. Lab 9(2), 1967, pp. 8-21.
- [92] G. Pickett, Effect of agregate on shrinkage of concrete and a hyphothesis concerning shrinkage, J. Am.Con. Inst 52(5), 1956, pp. 581-590.
- [93] B. 8110, Structural use of concrete. Part 2:1985—Code of practice for special circumstances., HMSO, London, UK..
- [94] K. Ueda, Y. Sato, S. Kiyohara e H. Nagamatsu, Drying shrinkage cracking of Young concrete em International workshop on control in cracking in early age concrete, Tohoku University, Sendai, Japan, 2000, pp. 245-256.
- [95] J. Therrien, B. Bissonnette e A. Clautier, Early-age volution on the mass transfer properties in mortar and its influence upon ultimate shrinkage em proceedings of Int.RILM workshop on Shrinkage of Concrete-Shrinkage 2000, Paris, France, 2000, pp. 247-270.
- [96] S. Miyazawa e E. Tazawa, Influence of specimen size and relative humidity on shrinkage of hight strength concrete em proceedings of Int: RILM workshop on Shrinkage of Concrete-Shrinkage 2000, Parias, France, 2000, pp. 233-246.
- [97] Y. Ohno, T. Hayashida e T. Nakagawa, Restraint stress due to autogeneous shrinkage and drying shrinkage in hight strength concrete in International Workshop on Control of Crackin in Early Age Concrete, Sedai,Japan, August 2000, pp. 191-198.
- [98] C. Neubauer e e. al, Drying Shrinkage of cement paste as measured in environmental scanning electron microscope and comparson with microstructural models, J. Mat. Sc.32, 1997, pp. 6415-6427.
- [99] W. Lindquist, D. Darwin, J. Browning e G. Miller, Effect of cracking on chloride content in concrete bridge decks em ACI Mater (103), 2006, pp. 73-467.
- [100] M. Ismail, A. Toumi, R. François e R. Gagné, Effect of crack opening on the local diffusion of chloride in cracked mortar samples. Cem. Concr. Res., 2008, pp. 11-1106.

- [101] G. Northcott, Concrete pavements. In: Mays GC, editor. Durability of concrete structures – investigation repair protection., London: Taylor & Taylor &, 1992, pp. 47-226.
- [102] S. Foos, V. Mechtcherine e H. Müller, Deformation behaviour of concrete highway pavements. In: Hendriks, Rots, editors. Finite elements in civil engineering applications., The Netherlands: Swets & Zeitlinger B.V., Lisse, 2002, pp. 7-123.
- [103] J. Valenza II e G. Scherer, Scherer GW. Mechanism for salt scaling. J Am. Ceram. Soc., 2006, pp. 79-89.
- [104] Z. Bazant e J. Raftshol, “Effect of cracking drying and shrinkage specimens,Cem. Con.Res,12,” pp. 209-226, 1982.
- [105] J. Bisschop e F. Wittel, Contraction gradient induced microcracking in hardened cement paste em Cement & concrete composites 33, Institute for Building Materials, ETH-Zürich, Schafmattstrasse 6, CH-8093 Zürich, Switzerland, 2011, pp. 466-473.
- [106] V. Baroghel-Bouny, Caracterization of cement pastes and concretes- Methods, analysis, interpretations, Laboratoire Central des ponts chaussées, Paris, 1994, p. 468.
- [107] V. Baroghel-Bouny, Hydration and moisture Distribution em Early Age Cracking in Cementitious Systems; RILEM TC 181-EAS – Final Report, Laboratoire Central de Ponts et Chaussées, France, 2002, pp. 39-45.
- [108] B. Persson, Hydration and strength of high performance concrete, Advanced Cement Based Materials Journals, 3, 1996, pp. 107-123.
- [109] Q. Yang, Inner relative humidity and degree of saturation in high-performance concrete in water or salt solution for 2 years, Cement and Concrete research,29, 1999, pp. 45-53.
- [110] S. Miyazava e P. Monteiro, Volume change of high-strength concrete in moist conditions, Cement and Concrete Research,26(4), 1996, pp. 567-572.
- [111] V. Baroghel-Bouny, M. Mainguy e O. Coussy, Isothermal drying process in weakly permable cementitious materials- Assessment of water permeability em materials Science of Concrete special volume: Transport In Cement-Based materials,Proceedings of International Conference, University of Toronto, 2000.
- [112] V. Baroghel-Bouny, M. Mainguy, T. Lassabatère e O. Coussy, Characterization and idetification of cement and concrete Research, 29, 1999, pp. 1225-1238.
- [113] A. Khelidj, G. Bastian, V. Baroghel-Bouny e J. Godin, Séchage d'une dalle en béton- Etude experimentale des gradients induits, in Transfers dans les bétons et durabilité,

- special issue of *Revue Française de Génie Civil*,5 (2-3), Paris, 2001, pp. 287-308.
- [114] G. Villain, V. Baroghel_bouny e C. Kounkou, Comparative study of the induced hydration, drying and deformation of self-compacting and ordinary mortars em *Proceedings of RILM Symposium, self-compacting concrete*, 1999, pp. 131-142.
- [115] A. Khelidj, A. Loukili e G. Bastian, Etude experimentale du couplage hydro-chimique dans les bétons en cours de maturation:incidence sur les retraits, *materials and Structures*,31, 1998, pp. 588-594.
- [116] M. Ismail, A. Toumi, R. François e R. Gagné, “Effect of crack opening on the local diffusion of chloride in cracked mortar samples. *Cem Concr Res* 38,” pp. 11-1106, 2008.
- [117] J. Bisschpo e J. Van Mier, “The effect of aggregates on drying shrinkage microcracking in cement-based materials, UEF conference *Advances in Concrete and cement, Mt-Tremblant*,” August 2000.
- [118] J. Nadeau, R. Bennet e S. Mindess, “Acoustic emission in the drying of hardened cement paste and mortar. *J. Am. Ceram. Soc.*,” pp. 5-410, 1981.
- [119] T. Shiotani, J. Bisschop e J. Van Mier, “Temporal and spatial development of drying shrinkage cracking in cement-based materials. *Eng. Fract. Mech.*,” pp. 25-1509, 2003.
- [120] F. Wittman e P. Roelfstra, “Total deformation of loaded drying concrete, *Cem.Con.Res*,10,” pp. 601-610, 1980.
- [121] C. Hwang e J. Young, “Drying shrinkage of Portland cement pastes. em *Microcracking during drying, Cem. Con. Res.*,14,” pp. 588-598, 1984.
- [122] L. Granger, J. Torrenti e P. Acker, “Thoughts about drying shrinkage:Experimental results and quantification of structural drying creep, *Mat. Struct.* 30,” pp. 588-598, 1997.
- [123] S. Nemat-Nasser, L. Keer e K. Parihar, “Unstable growth of thermally induced interacting cracks in brittle solids. *Int J Sol Struc*,” pp. 29-409, 1978.
- [124] Z. Bazant, H. Ohtsubo e K. Aoh, “Stability and post-critical growth of a system of cooling or shrinkage cracks. *Int J Fracture*,” pp. 56-443, 1979.
- [125] K. Toga e B. Erdem Alaca, “ Junction formation during desiccation cracking. *Phys. Rev. E.*,” 2006.
- [126] E. Cussler, “*Diffusion – mass transfer in fluid systems*. 2nd ed. Cambridge,” p. 109, 1997.
- [127] J. Bisschop, Size and boundary effects on desiccation cracking in hardened cement paste.

- Int J Fracture, 2008, pp. 24-211.
- [128] C. de Sa, F. Benboudjema, M. Thiery e J. Sicard, Analysis of microcracking induced by differential drying shrinkage. *Cem. Conc.r Comp.*, 2008, pp. 56-947.
- [129] S. Theladersson, A. Martensson e O. Dahlblom, Tension softening and cracking in drying concrete, *Mater Struct*, pp. 21-24.
- [130] C. Hwang e J. Young, Drying shrinkage of Portland cement pastes I. Microcracking during drying. *Cem. Con. Res.*, 2984, pp. 94-585.
- [131] P. Goltermann, Mechanical predictions of concrete deterioration-Part2: classification of crack patterns, *ACI Mat. J.* 92(1), 1995, pp. 58-63.
- [132] M. Sule e K. van Breugel, The effect of reinforcement on early-age cracking due to autogenous shrinkage and thermal effects, *Cement & Concrete Composites* 26, 2004, p. 581–587.
- [133] W. Weiss e S. Shah, Restrained shrinkage cracking: the role of shrinkage reducing admixtures and specimen geometry em *Early Age Cracking in Cementitious Systems*, Proc. International RILM Conference, Haifa, 2001, pp. 145-158.
- [134] A. Groisman e E. Kaplan, An experimental study of cracking induced by desiccation. *Europhys Lett.*, 1994, p. 415–420.
- [135] A. Corte e A. Higashi, Experimental research on desiccation cracks in soil. US Army material command, CRREL research report 66, 1964, p. 76.
- [136] T. Mauroux, F. Benboudjema, P. Turcry, A. Aït-Mokhtar e O. Deves, Study of cracking due to drying in coating mortars by digital image correlation, *Cement and Concrete Research*, 42, 2012, pp. 1014-1023.
- [137] o. Laurence, B. Bissonette e M. Pigeon, Effect of steel macro fiberson cracking of rhin concrete repairs Em *RILM Proceedings 15, Fibre- Reinforced Concrete(FRC)*, BFIB'2000, RILM Publications S.A.R.L., 2000.
- [138] A. David, Lange, Salah e Altoubat, Early Creep em *RILEM TC 181-EAS – Final Report*, Department of Civil Engineering, University of Illinois, Urbana, Il, USA: RILM Publications S.A.R.L., 2002, pp. 57-62.
- [139] I. Soroka, Creep em Concrete in Hot Environments, National Building Research Institute, Faculty of Civil Engineering, Technion—Israel Institute of Technology, Haifa, Israel: E & FN SPON, 1993, pp. 163-177.

- [140] C. Picket, The effect of change in moisture-content on the creep of concrete under sustainend load, *ACI J.* 38, 1942, pp. 333-356.
- [141] A. Neville, W. Dilger e J. Brooks, *Creep of plain and structural concrete*, London e New York: Construction Press, 1983.
- [142] S. Altoubat e D. Lange, Creep, Shrinkage and Cracking of early Age Concrete, *ACI materials Jornal* 98(4), 2001, pp. 323-331.
- [143] O. Ishai, Time-dependent deformational behavior of cement paste, mortar and concrete. In *proc. Conf. Structure of Concrete and Its behavior Under Load*, Cement and Concrete Association, Londo, UK, 1968, pp. 64-345.
- [144] J. Glucklich e O. Ishai, Creep mechanism in cement mortar. *Proc. ACI*, 59(7), 1962, pp. 48-923.
- [145] R. Feldman e J. Sereda, A new model for hydrated cement and its practical implications. *Engng J.*, 53, 1970, pp. 9-53.
- [146] G. Troxell, R. Davis e J. Raphael, Long-time creep and shrinkage tests of plain and reinforced concrete. *Proc. ASTM*, 58, 1958, pp. 20-1101.
- [147] R. L'Hermite, What do we know about the plastic deformation and creep of concrete? *RILM Bull*, 1, 1959, pp. 21-51.
- [148] R. L'Hermite, Current ideas about concrete technology. *Documentation Technique du Batiment et des Travaux Publics*, Paris, France, 1955 .
- [149] B. Gamble e I. Parrot, Creep of concrete in compression during drying and wetting, *Magazine of Concrete Research* 30 (104), 1978, pp. 129-138.
- [150] Z. Bazant e E. Osman, Double power law for basic creep of concrete, *Materials and structures* 9 (49), 1976, pp. 3-11.
- [151] F. Wittmann, On the influence of stress on shrinkage of concrete em *Creep and Shrinkage of Concrete*, RILM Proc. No. 22, London, England: E&FN Spoon Publ., 1993, pp. 151-157.
- [152] K. Kovler, Interdependence of Creep and Shrinkage for Concrete under Tension em *Journal of materials in Civil Engineering*, May 1995.
- [153] Z. Bazant e J. Chern, Concrete Creep at variable humidity: Constructive law and mechanism em *Materials and Structures* 18 (1039), 1985, pp. 1-20.

- [154] Z. Bazant e Y. Xi, Dreying creep of concrete: constitutive model and experiments separating its mechanisms, *Materials and structures*, 27, 1994, pp. 3-14.
- [155] S. Altoubat e D. Lange, the Pickett Effect in Early Age Concrete Under Restarined Conditions em early Age Cracking in Cementitious Systems, proc. international RILM Conference, Haifa, March 2001, pp. 133-144.
- [156] S. Altoubat e D. Lange, The Pickett Effect in Early Age and Experimeng its Mechanisms in Tension em Press *Materials and Structures*, 2002.
- [157] G. Troxell, J. Raphael e R. Davis, Long-time creep and shrinkage tests of plain and reinforced concrete. *Proc. ASTM*, 58, 1958, pp. 20-1101.
- [158] R. Springerschmidt, Thermal cracking in concrete at early age, *Proceedings of the International RILM Symposium*, 1994.
- [159] H. Umehara e T. Uehara, Effect of creep in concrete at early ages on thermal stress em *Thermal Cracking In Concrete at Early Age*, proceedings of the International RILM Symposium, 1994, pp. 87-94.
- [160] A. Neville, *Properties of Concrete* (3rd edn). Longman Scientific & Technical, UK, 1986, p. 411.
- [161] W. Ruetz, A hypothesis for creep of hardened cement paste and the influence of simultaneous shrinkage. In *Proc. Conf. Structure of Concrete and Its Behaviour Under Load*. Cement and Concrete Association,, UK, 1968, p. 365–403.
- [162] G. DeSchutter, degree of hydratation based Kelvin model for the basic creep of early age concrete, *Material and Strctures* 32, 1999, pp. 260-265.
- [163] G. DeSchutter e L. Taerwe, Fictitious degree of hydratation method for the basic creep of early age concrete *Material and Structures* 33, 2000, pp. 370-380.
- [164] G. Westman, Basic Creep and relaxation of young concrete em *Thermal Cracking In Concrete at Early Age*, proceedings of International RILM Symposium, 1994, pp. 78-94.
- [165] W. Hansen, Early Age Creep and stress Relaxation em *Early Age Cracking in Cementitious Systems ; RILEM TC 181-EAS – Final Report*, department of Civil Engineering, University of Michigan,Ann arbor, Michigan, 2002, pp. 257-265.
- [166] L. Kataoka e T. Bittencourt, Análise experimental do efeito da fluência e retração em pilares de concreto armado, *Encontro Nacional BETÃO ESTRUTURAL*, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, Departamento de Engenharia Civil, Porto, Outubro,

- 2012.
- [167] R. Ramos, Análise de pilares de concreto armado sob ação centrada com resistência de concreto de 25 MPa, Escola de Engenharia de São Carlos, Dissertação de Mestrado. , 2001.
- [168] H. Rüsç e e. al, Creep and shrinkage – their effect on the behavior of concrete structures, New York: Springer-Verlag, 1983.
- [169] H. Marimoto e W. Koyanagi, estimation of stress relaxation in concrete at early age em Thermal Cracking In Concrete at early Age, Proceedings of the International RILM Symposium, 1995, pp. 95-102.
- [170] D. Atrusi, O. Bjontegaard, D. Bosnjak, T. Kanstad e E. Sellevold, Creep deformations due to self-stresses in hardening concrete, effect of temperature, Creep, Shrinkage and Durability mechanics of Concrete and Other Quasi-brittle Materials em Proceedings, Sixth International Conference, CONCREEP-6, Elsevier, 2001, pp. 613-618.
- [171] T. Bach, Development of structure in hydration particulate system and influence on rheology and final properties em Advances in Cementitious Materials, The American Ceramic Society, Gaithersburg, 1991, pp. 97-226.
- [172] D. Bentz, P. Coveney, E. Garboczi, M. Kleyn e P. Stutzman, Cellular automaton simulations of cement hydration and microstructure development, Modelling Simul. Mater. Sci.Eng.2, 1994, pp. 783-808.
- [173] D. Bentz e E. Garboczi, A digitized simulation model for microstructural development em advances in cementitious Materials, The American Ceramic Society, S. Mindess, 1991, pp. 211-226.
- [174] K. Van Breugel, Simulation of hydration and formation of structure in hardening cement-based materials, Technical University of Delft, faculty of Civil Engineering, The Netherlands, 1991, p. 295.
- [175] M. Emborg, Development of mechanical behavior at early ages em Thermal cracking at Early Ages, E&FN SPON, 1994, pp. 77-148.
- [176] I. Soroka, Concrete Strength em Concrete in Hot Environments, National Building Research Institute, Faculty of Civil Engineering, Technion—Israel Institute of Technology, Haifa, Israel: E & FN SPON, 1993, pp. 119-139.
- [177] F. Rostasy e M. Laube, Experimental and analytical planning tools to minimize thermal cracking of young concrete em Testing during concrete construction, London: Chapman and

- Hall, 1990, pp. 207-223.
- [178] H. Hamfler, Berechnung von temperatur-, feuchte- und verschiebungsveldern in erhärtenden betonbauteilen nach der methode der finiten elementen, Deutscher Asschuss für stahlbeton, Heft 395, Berlin : Beuth Verlag, 1988.
- [179] J. Torrenti, La reistance du betón au très jeune âge., 1992, pp. 31-41.
- [180] F. Rostasy, M. Laube e P. Onken, Zur controlle früher temperaturrisse in betonbauteilen, Bauingenieur 68, 1993, pp. 5-14.
- [181] F. Rostasy, A. Gutsch e M. Laube, Creep and relaxation of concrete at early ages- experiments and mathematical modelling em Creep and shrinkage of concrete, London: E&FN SPOON, 1993, pp. 453-458.
- [182] D. Werner e S. Giertz-Hedstrom, Über die messung und bedeutung der kornverteilung des zements, 1928, pp. 1071-1076.
- [183] H. Woods, H. Steinour e H. Starke, Heat evolved bz cement in relation to strength, Engineering News Record, 1933, pp. 431-433.
- [184] G. DeSchutter, Influence of hydration reaction on engineering properties of hardening concrete em advances in Cement and Concrete Research. materials aspects of concrete repairs and rehabilitation, Mont-Remblant, Canada, August 2000, pp. 20-25.
- [185] Y. Kasai, K. Yokoyama, I. Matsui e K. Tobinai, Tensile properties of early age concrete, Mechanical Behavior of Materials, The Society of materials Science, Japan, 1974, pp. 433-441.
- [186] A. Khan, W. Cok e D. Mitchell, Tensile strength of low mwddium and high-strength concretes at early ages, ACI Materials Journal 93 (5), 1996, pp. 487-493.
- [187] H. Weigler e S. Karl, Junger Beton, Teil 1: Beanspruchung- Festikeit-Verformung, Betonwerk+Fertikeit+Technik, Heft 6, 1974, pp. 399-540.
- [188] A. Neville, Properties of Concrete, 4th Edition, 1995.
- [189] F. Oluokun, E. Burdette e J. Deatherage, Elastic moduli, Poisson's ratio and compressive strength relationships at early ages, ACI Materials Journal,88(1), 1991, pp. 3-10.
- [190] E. Roziere, S. Granger, P. Turcry e A. Loukili, Influence of paste volume on shrinkage cracking and fracture properties of self-compacting concrete,Cement & Concrete Composites 29, 2007, p. 626–636.

- [191] R. C. 42-CEA, Properties of set concrete at early ages State-of-the-art report, *Materials and Structures*, 14(84), 1982, pp. 399-450.
- [192] K. Truman, D. Petruska e C. Norman, Creep Shrinkage and thermal effects on mass concrete structures, *Journal of Eng.Mech.* 117(6), 1991, pp. 1274-1288.
- [193] R. De Borst e A. Van Den Boogaard, TFinite element modeling of deformation and cracking in early age concrete, *Journal of Engineering Mechanics* 120 (12), 1994, pp. 2519-2534.
- [194] G. DeScutter e L. Taerwe, fracture energy of concrete at early ages, *Materials and Structures*, Vol 30, Magnel Laboratory for Concrete Research, Department of Structural Engineering, University of Ghent ,Technologiepark-Zwijnaarde 9, 9052 Ghent, Belgium, 1997, pp. 67-71 .
- [195] W. Bramshuber e H. Hilsdorf, Development of strength and deformability of very young concrete em *Fracture of concrete and rock*, New York: Springer-Verlag, 1978, pp. 409-421.
- [196] D. Zollinger, T. Tang e R. You, fracture thougness of concret at early ages, *ACI Materials Journal*, 90(5), 1993, pp. 463-471.
- [197] R. Gettu, V. Garcia-Alvarez e A. Aguado, Effect of aging on the fracture characteristics and brittleness of high strength concrete, *Cement and Concrete Research* 28(3), 1998, pp. 349-355.
- [198] Z. Bazant, Size effect in blunt fracture: concrete, rock, metal, *Proc. of ACSE*, 110(EM4), 1984, pp. 518-535.
- [199] Y. Zaitsev e K. Kovler, Notch sensitivity of concrete and size effect. Part 1: Effect of specimen size and crack length by-3 point bending. *Cement&concrete research* 28(3), 1998, pp. 349-355.
- [200] D. Faria, H. Biscaia, V. Lúcio e A. P. Ramos, MATERIAL AND GEOMETRICAL PARAMETERS AFFECTING PUNCHING OF REINFORCED CONCRETE FLAT SLABS WITH ORTHOGONAL REINFORCEMENT, *Proceedings fib Symposium PRAGUE 2011 Session 2B-7: Construction Technology*, Prague, 2011.
- [201] W. Bramshuber, Selecting a suitable model Law for very young concrete in tension em *Fracture of Concrete, Recent Developments*, Institut für massivbau und baustofstechnologie, Universität Karlsruhe: Shah, S.P.; Swartz, S.E.; Barr, B., Elsevier Applied Science.

- [202] A.-W. Gutsch, Stoffeigenschaften jungen betons-versuche und modelle, Deutscher Ausschuss für Stahlbeton, Heft 495, Berlin, 1999.
- [203] A. Skarendahl, Self-Compacting Concrete, State-of-the Art – Report 23, RILEM Technical Committee 174 – SCC, 2001, pp. 1-3.
- [204] M. Vieira, Betões Autocompctáveis, Reologia do betão no estado fresco, Tese de Doutoramento, Universidade Técnica de Lisboa, IST, Lisboa, Portugal , 2008 .
- [205] B. Bissonnette, P. Pierre e M. Pigeon, Influence of key parameters on drying shrinkage of cementitious materials, Cem Concr Res, 25(5), 1999, p. 1075–85.
- [206] T. Powers e T. L. Brownyard, Studies of the physical properties of hardened Portland cement paste, Bulletin 22, Portland Cement Association, Chicago, 1948 .
- [207] T. Powers, A Discussion of cemen hydration in relation to the curing of concrete, Bulletin 25, Portland Cement Association, Chicago, 1948 .
- [208] T. Powers, Physical properties of cement paste, Chemistry of cement. Proceedings of the fourth international symposium, Washington DC, 1960 .
- [209] V. Baroghel-Bouny, Texture and moist properties of ordinary and high-performance cementitious materials, in Proceedings of Séminaire RILEM ,Betón: du Matériel à la Structure, Arles, France, 1996 .
- [210] G. Toma, M. Pigeon, J. Marchand e L. Bissonnette, Early age restrained shrinkage: Stress build up and relaxation, in International research seminar: Self-desiccation and its importance in Concrete Technology, Lund, Sweden, 1999, pp. 61-71.
- [211] S. Odman, Effect of variations in volume, surface area exposed to drying, and composition of concrete on shrinkage, RILm int. Colloquium on the Shrinkage of hHdraulic Concretes, Madrid, 1968.
- [212] P. Haller, Shrinkage and Creep of Mortar and Concrete. Diskussionbericht No.124, EMPA, Zurich, Switzerland, 1940 .
- [213] U. B. o. Reclamation, Concrete Manual (8th edn), Denver, CO, USA, 1975, p. 16.
- [214] G. DeSchutter e K. Kovler, Short-term mechanical properties in Early Age Cracking in Cementitious Systems ; RILEM TC 181-EAS – Final Report, Ghent, Belgium e Haifa, Israel, 2002, pp. 101-109.
- [215] N. E. 1. CEN, Água de amassadura para betão. Especificações para a amostragem, ensaio e avaliação da aptidão da água, incluindo água recuperada nos processos da indústria de

- betão, para o fabrico de betão, Versão portuguesa da EN 1008:2002, IPQ, 2003 .
- [216] T. Powers, Fundamental aspects of concrete shrinkage. *Rev. Mater. Constr.* 545, 1961, pp. 79-85.
- [217] T. Richard, Creep and Drying Shrinkage of Lightweight and Normal Weight Concrete. Monograph No. 74, National Bureau of Standards, Washington, DC, USA, 1964.
- [218] R. W. Carlson, Proceedings, ASTM, V. 38, Part II Drying Shrinkage of Concrete as Affected by Many Factors, 1938, pp. 419-437.
- [219] T. Hammer, The maturation of mechanical properties of high strength concrete exposed to different moisture conditions em *Utilization of High Strength Concrete, Proc. Int. Symp.*, Lillehammer, Norway, 1993, pp. 1084-1091.
- [220] T. Hammer, High Strength LWA concrete with silica fume-effect of water content in LWA on mechanical properties, em *Supplementary Papers in the Fourth CANMET/ACI International Conference. On Fly Ash, Silica Fume, Slag and natural Pozzolans in Concrete*, Turkey, 1992, pp. 314-330.
- [221] T. Hammer e S. Samplass, The influence of lightweight aggregate properties on material properties of the concrete em *Symp. on Structural Lightweight Aggregate Concrete*, Sandefjord, Norway, 1995, pp. 517-532.
- [222] T. Hammer, O. Bjorntegaard e E. Sellevold, Crackin tendency of high strength lightweight aggregate concrete at early ages em *Recent Advances in Concrete Technology, Proc. 4th CANMET/ACI/JCI International Conference*, ACI SP-179, Japan/USA, 1998, pp. 53-64.
- [223] M. Kaplan, Flexural and compressive strength of concrete as affected by the properties of the coarse aggregate. *Proc. ACI*, 55(11), 1959, p. 1193-208.
- [224] Y. Butt, V. Kolbasov e V. Timashev, High temperature curing of concrete under atmospheric pressure. In *Proc. Symp. on Chem. of Cement. Part III*, The Cement Association of Japan, Tokyo, 1968, p. 437-71.
- [225] F. Mayer, The effect of different aggregates on the compressive strength and modulus of elasticity of normal concrete. *Beton*, 22(2), 1972, p. 61-2.
- [226] B. Singh, Specific surface of aggregates related to compressive and flexural strength of concrete. *Proc. ACI*, 54(10), 1958, p. 897-907.
- [227] D. Hobbs, The compressive strength of concrete: A statistical approach to failure. *Mag. Concrete Res.*, 24(80), 1972, p. 127-38.

- [228] J. McIntosh, Basic principles of concrete mix design. In Proc. Symp. on Mix Design and Quality Control of Concrete, Cement and Concrete Association, London, 1954, p. 3–18.
- [229] P. Wright e A. McCubin, The effect of aggregate type and aggregate cement ratio on compressive strength of concrete. Road Research Note RN/1819, Road Research Laboratories, Crawthorne, UK, 1952.
- [230] L. Guoqiang, Y. Zhao, S.-S. Pang e L. Yongqi, Effective Young's modulus estimation of concrete, Cement and Concrete Research 29, USA, 1999, p. 1455–1462.
- [231] E. Tazawa e E. Miyazawa, Influence of constituents and composition autogeneous shrinkage of cementitious materials, Magazine of Concrete Research, 49, 1997, pp. 15-22.
- [232] A. Bentur, Early age cracking in cementitious systems, Shrinkage of Concrete- Shrinkage 2000, RILM Publications, 2000, pp. 1-20.
- [233] A. Bentur, S. Igarashi e K. Kovler, Control of autogeneous systems stresses and cracking in high strength concrete in Utilization of High Strength/High Performance Concrete, Proc. 5th Int. Symp., Sandefjord, Norway, 1999, pp. 1017-1026.
- [234] S. Zhutokovsky, K. Kovler e A. Bentur, Efficiency of lightweight fine aggregate for internal curing of high strength concrete to eliminate autogeneous shrinkage em Early Age Cracking in Cementitious Systems, Proc. RILM Conference, 2001, pp. 365-374.
- [235] D. Bentz e K. Snyder, protected paste volume in concrete: Extension to internal curing using saturated lightweight fine aggregate, Cem. Con. Res. 29, 1999, pp. 1863-1867.
- [236] P. Lura e K. Van Breugel, Moisture exchange as a basic phenomenon to understand the volume changes of lightweight aggregate concrete at early age, em, Shrinkage Of Concrete-Shrinkage 2000, RILM Publications PRO17, 2000, pp. 533-546.
- [237] N. E. 9.-1. CEN, Ensaios das propriedades geométricas dos agregados. Parte 1: Análise granulométrica. Método de peneiração, Versão portuguesa da norma europeia EN 933-1:1997, IPQ, 2000 .
- [238] N. E. 1.-6. CEN, Ensaios das propriedades mecânicas e físicas dos agregados. Parte 6: Determinação da massa volúmica e da absorção de água Versão portuguesa da norma europeia EN 1097-6:2000, IPQ, 2003 .
- [239] N. E. 1. CEN, Agregados para betão, Versão portuguesa da norma europeia EN 12620:2002, IPQ, 2004 .
- [240] A. Bentur, Early Age Cracking in Cementitious Systems, National Building Institute-Faculty of Civil Engineering, Technion, Israel Institute of Technology: RILM publications

- S.A.R.L., 2002.
- [241] A. C a m ã e s d e A z e v e d o, BETÕES DE ELEVADO DESEMPENHO COM INCORPOR AÇÃO DE CINZAS VOLANTES, Universidade do Minho Escola de Engenharia , Julho 2002.
- [242] I. Soroka, Portland Cement em Concrete in Hot Environments, National Building Research Institute, Faculty of Civil Engineering, Technion - Israel Institute of Technology, Haifa, Israel: E & FN SPON, 1993, pp. 1-20.
- [243] R. Bogue, Lerch e W., Hydration of Portland cement compounds. Ind. Engng Chem., 26(8), 1934, p. 837-47.
- [244] N. E. 1.-2. CEN, Métodos de ensaio de cimentos. Parte 2: Análise química dos cimentos, Versão portuguesa da norma europeia EN 196-2:2005, IPQ, 2006 .
- [245] A. C. -. 1. ASTM, Standard Test Methods for Chemical Analysis of Hydraulic Cement, ASTM C114 – 11b, ASTM, 2011 .
- [246] E.-6. -. C. LNEC, Determinação da massa volúmica, LNEC, Lisboa, 1979 .
- [247] N. E. 1.-6. CEN, Métodos de ensaio de cimentos. Parte 6: Determinação da finura, Versão portuguesa da norma europeia EN 196-6:1989, IPQ, 1990 .
- [248] N. E. 1.-3. CEN, Métodos de ensaio de cimentos. Parte 3: Determinação do tempo de presa e da expansibilidade, Versão portuguesa da norma europeia EN 196- 3:2005, IPQ, 2006 .
- [249] N. E. 1.-1. CEN, Métodos de ensaio de cimentos. Parte 1: Determinação das resistências mecânicas, Versão portuguesa da norma europeia EN 196-1:2005, IPQ, 2006.
- [250] S. Tangtermsirikul, Effect of chemical composition and particle size of fly ash on autogenous shrinkage of paste em Autogenous Shrinkage of Concrete, Proceedings of the International Workshop organized by JCI, Hiroshima University, Japam: E&FN Spon, 1998, pp. 173-186.
- [251] B. Raksataya, Influence of Rice Husk Ash on Volume Changes and Compressive Strength of Fly Ash-Portland Cement Mortar. A master thesis submitted to Asian Institute of Technology, Thesis No. ST-80-13, Bangkok, Thailand, 1990.
- [252] N. E. 4.-1. CEN, Cinzas volantes para betão. Parte 1: Definição, especificações e critérios de conformidade, Versão portuguesa da norma europeia EN 450-1:2005 + A1:2007, IPQ, 2008 .

- [253] O. Jensen e P. Hansen, Autogenous deformation and change of the relative humidity in silica-fume-modified cement paste, *ACI Materials Journal*, 95(6), 1996, pp. 539-453.
- [254] O. Jensen e P. Hansen, Autogenous relative humidity change in silica-fumr-modified cementpaste, *Advances in Cement Research*, 7(25), 1995, pp. 33-38.
- [255] J. Brooks, J. Cabrera e M. Megat Johari, Factors affecting the autogenous shrinkage of silica fume high-strengt concrete em Autogenous Shrinkage of Concrete, *Proceedings of the International Workshop organized by JCI, Hiroshima University, japan: E&FN Spon*, 1998, pp. 195-202.
- [256] V. Baroghel-Bouny, *Characterizayion of cement pastes and concretes - Methods, analysis, interpretations.*, Laboratoire Central de Ponts et Chaussées, Paris, 1994, p. 468.
- [257] V. Baroghel-Bouny e T. Chaussadent, Pore Structure and noisture properties of cement-based ssystems from water vapour sorption isotherms, em *Proceedings of MRS Fall Meeting, Maaterial Research Society*, vol. 370, Boston, USA, 1994, pp. 245-254.
- [258] I. Soroka, *Mineral Admixtures and Blended Cements em Concrete in Hot Environments*, National Building Research Institute, Faculty of Civil Engineering, Technion—Israel Institute of Technology, Haifa, Israel, 1993, pp. 41-68.
- [259] J. Weiss e N. Berke, *Admixtures for reduction of shrinkage and cracking em Early Age Cracking in Cementitious Systems; RILEM TC 181-EAS – Final Report*, USA, 2002, pp. 323-335.
- [260] A. C. 223, *ACI 223R-10 -Guide for the Use of Shrinkage-Compensating Concrete*, ACI, 2010 .
- [261] L. O. Höglund, Some notes of ettringite formation in cementitious materials; influence of hydration and thermodynamic constraints for durability, *Cement and Concrete Research* 22(2-3), 1992, p. 217–228.
- [262] P. K. Mehta, Scanning electron micrographic studies of ettringite formation, *Cement and Concrete Research* 6(2), 1976 , p. 169–182.
- [263] P. K. Mehta e S. Wang, Expansion of ettringite by water adsorption, *Cement and Concrete Research* 12(1), 1982 , p. 121–122.
- [264] A. Hori, M. Marioka, E. Sakai e M. Daimon, Influence of expansive additives on autogenous shrinkage em Autogenous Shrinkage of Concrte, *Proceedings of the International Workshop organized by JCI, Hiroshima*, 1998, pp. 187-194.

- [265] B. Moffat, Shrinkage-Compensating Concrete: An investigative Study, Metropolis & beyond proceedings of the 2005 Structures Congress and the 2005 Forensic Engineering Symposium, New York, 2005, pp. 1033-1043.
- [266] M. Collepardi, New Concrete, 3th Ed., Tintoretto, Villorba, Italy, 2003 .
- [267] M. Collepardi, A. Borsoi, S. Collep, J. J. O. Olagot e R. Troli, Effects of shrinkage reducing admixture in shrinkage compensating concrete under non-wet curing conditions, Cement & Concrete Composites 27, 2005, p. 704–708.
- [268] M. Collepardi, A. Borsoi, S. Collep, J. J. O. Olagot e R. Troli, Effects of shrinkage reducing admixture in shrinkage compensating concrete under non-wet curing conditions, compensating concrete under non-wet curing conditions, 2005, p. 704–708.
- [269] W. Chen, H. Brouwers e Z. Shui, Hydration of Shrinkage-compensating Cement for Concrete Pavement: Experiments and Computer Modeling, First International Conference on Transport Infrastructure, Beijing, 2008.
- [270] C. Maltese, C. Pistolesi, A. Lolli, A. Bravo, T. Cerulli e D. Salvioni, Combined effect of expansive and shrinkage reducing admixtures to obtain stable and durable mortars, Cement and Concrete Research 35, 2005), p. 2244 – 2251.
- [271] H. Russell e S. Larson, Thirteen years of deformation in water tower place, ACI Structures Journal 86(2), 1989, pp. 182-191.
- [272] Y. Baokun, Z. Shunzeng, H. Lilin e L. Liu, Shrinkage compensating concrete application in the Olympic Project. China Architecture Waterproof, China, 2008.
- [273] B. T. C. Company, REOMAC 100, Agente expansivo para compensação da retracção do betão., Rio De Mouro: BASF, Julho 2006.
- [274] W. Weiss, W. yang e S. Shah, Factors influencing durability and early age cracking in high strength concrete structures, em high performance Concrete: Research to Practice, ACI SP 189-22, American Concrete Institute, 1999, pp. 387-409.
- [275] S. Shah, M. Karaguler e M. Sarigaphuti, Effects of shrinkage reducing admixtures on restrained shrinkage cracking of concrete, ACI Materials Journal, 89(3), 1992, pp. 88-90.
- [276] S. Shah, Control of cracking with shrinkage reducing admixtures, Transports Research Record, 1574, 1999, pp. 182-191.
- [277] C. Nmai, R. Tomita, F. Hondo e J. Buffenbarger, Shrinkage reducing admixtures, Concrete international 20(4), 1998, pp. 31-37.

- [278] K. Folliard e N. Berke, Properties of high-performance concrete containing shrinkage reducing additive, *Cement and Concrete Research* 27 (9), 1997, pp. 1357-1364.
- [279] W. Weiss, A. Schiel, W. Yang e S. Shah, Shrinkage cracking potential, permeability and strength, for HPC: Influence of w/c, silica fume, latex, and shrinkage reducing admixtures, em *International Symposium of High-Performance and Reactive Powder concretes*, Sherbrooke, Canada, 1998, pp. 345-364.
- [280] N. Berke, M. Dallaire, M. Hicks e A. Kerkar, New developments in shrinkage reducing admixtures em *Superplasticizers and other chemical Admixtures in Concrete*, Proceedings fifth CANMET/ACI International Conference, ACI SP-173, American Concrete Institute, 1997, pp. 971-998.
- [281] W. Weiss, shrinkage cracking in restrained concrete slabs: test method, material composition, , shrinkage reducing admixtures and theoretical modeling, MS Thesis, Northwestern University, Evanston, Illinois, June 1997.
- [282] S. Shah, W. Weiss e W. Yang, Shrinkage cracking- can it be prevented?, *Concrete International*, 20(4), 1998, pp. 51-55.
- [283] M. Shoya e M. Sugita, Applications of special admixtures to reduce shrinkage cracking of air dried concrete, hachinohe Institute of Technology, haachinohe, Japan, pp. 1-11.
- [284] A. Balgoh, New admixture combats concrete shrinkage, *Concrete Constructions*, July 1996.
- [285] H. Ai e J. Young, Mechanisms of shrinkage reduction using a chemical admixture, em *Proceedings of the 10th International on the Chemistry of Cement*, vol 3, Gothenburg, Sweden , 1997.
- [286] B. Rongbing e S. Jian, Synthesis and evaluation of shrinkage-reducing admixture for cementitious materials, *Cement and Concrete Research* 35, 2005, pp. 445-448.
- [287] J. Young e T. 96, Physical mechanisms and their mathematical description em *Fourth RILM International Symposium on Creep and Shrinkage on Concrete: mathematical Modeling*, 1968, pp. 44-78.
- [288] E.-i. Tazawa e S. Miyazawa, INFLUENCE OF CEMENT AND ADMIXTURE ON AUTOGENOUS SHRINKAGE OF CEMENT PASTE , *Cement and Concrete Research*, Vol 25, No. 2,, Department of Civil Engineering Hiroshima University, Japan, 1995, pp. 281-287.
- [289] W. Weiss, B. Borischevesky e S. Shah, The influence of shrinkage reducing admixture on the early age shrinkage of high performance concrete em *Utilization of High strength/High*

- Performance concrete, Sandefjord; Norway, 1999, pp. 1339-1350.
- [290] J. J. Mora, A. Aguado e R. Gettu, The influence of shrinkage reducing admixtures on plastic shrinkage—, *Materiales De Construccion* 53 (271–272), 2003 , p. 71–80.
- [291] P. Lura, B. Pease, G. Mazzotta e F. Rajab, Influence of shrinkage reducing admixtures on development of plastic shrinkage cracks—, *ACI Materials Journal* 104 (2), 2007 , p. 187–194.
- [292] J. Brooks e X. Jiang, The influence of chemical admixtures on restrained drying shrinkage of concrete em Superplasticizers and Other CHEmical Admixtures in Concrte, *Proceedings Fith CANMET/ACI International Conference, ACI-173*, 1997, pp. 149-265.
- [293] B. Cope e G. Ramey, Reducing drying shrinkage of bridge deck concrete, *Concrete International* 23(8), 2001, pp. 76-82.
- [294] J. Brooks, M. Megat Johari e M. Mazloom, Effect of admixtures on the setting times of high strength concrete, *Cement and Concrete Composites* 22 (4), 2000, p. 293–301.
- [295] M. D'Ambrosie, S. Altoubat, C. Park e D. Lange, Early age tensile creep and shrinkage of concrete with shrinkage reducing admixtures em *Creep, Shrinkage and durability mechanics of concrete and other quasi-brittle materials, Proc.Int.Conference, August22-24 cambrige MA*, 2001, pp. 645-651.
- [296] S. Kehlem, A water absorption test for concrete, *magazine of concrete research*, 40(143), 1988, pp. 106-116.
- [297] W. Mc Carter, Monitoring the influence of water and ionic ingress on cover-zone concrete subjected to repeated absorption, *ASTM Cement, Concrete and Aggregates* 18(1), 1996, pp. 55-63.
- [298] W. Weiss, J. Shane, T. Mason e S. Shah, Using AC impedance spectroscopy to measure drying and wetting in concrete containing shrinkage admixtures, presented at the Fall meeting of ACI, Dallas, Texas, 2001.
- [299] R. Boncukcuoglu, M. Yılmaz, M. Kocakerim e V. Tosunoglu, Utilization of borogypsum as set retarder in Portland cement production, *Cement and Concrete Research* 32, 2002, p. 471–475.
- [300] M. Mueller, H.-F. Fischer, N. Borgardt, S. Solovev, S. Shlonkina e M. Garkaw, TO THE INFLUENCE OF SET-CONTROLLING ADDITIVES ON THE STRENGTH DEVELOPMENT AND ELONGATION OF CALCIUM SULPHATE BINDERS.

- [301] D. Hall, R. Stevens e B. El-Jazairi, The effect of retarders on the microstructure and mechanical properties of magnesia–phosphate cement mortar, *Cement and Concrete Research* 31, 2001, p. 455–465.
- [302] F. Raupp-Pereira, L. Silva, A. Segadaes, D. Hotza e J. Labrincha, Potable water filtration sludge: Use as set retarder in one-coat plastering mortars, *Construction and Building Materials* 21, 2007, p. 646–653.
- [303] M. Müller, H.-B. Fischer, H.-U. Hummel e J. Stark, Gypsum Crystals and their Morphology. *CHEMINÉ TECHNOLOGIJA*. ISSN 1392-1231. No. 3 (33), 2004., pp. 43-49.
- [304] T. Sugama e L. Kuckaka, Characteristics of magnesium polyphosphate cements derived from ammonium polyphosphate solutions, *Cem. Concr. Res.* 13, 1983, p. 499–506.
- [305] Q. Yang e X. Wu, Factors influencing properties of phosphate cement based binder for rapid repair of concrete, *Cem. Concr. Res.* 29, 1999, p. 389–396.
- [306] ., F. Stierli, J. Gaidis e C. Clayton, Control of setting time in magnesia–phosphate cement, UK Patent 1,512,275, 1978.
- [307] L. Zongjin, Q. Meng e M. Bauguo, Influence of chemical admixtures on shrinkage and cracking em Early age cracking in Cementitious Systems EAC'01, Hong Kong.
- [308] W. Xinhua e L. Tao, Admixtures on Mass Concrete Temperature Crack Control Study and Numerical Simulation, Xiangfan, China : Yu Rangan, China University of Petroleum .
- [309] B. T. C. Company, DELVO CRETE Stabilizer E, Aditivo estabilizador de fraguado para el control de la hidratación del cemento., Basters, Espana, Fevereiro 2010.
- [310] E. Holt, Early age autogenous shrinkage of concrete. PhD thesis, Seattle, University of Washington, 2001.
- [311] E. Holt e M. Leivo, Cracking risks associated with early age shrinkage, *Cement & Concrete Composites* 26, VTT Building and Transport, The Technical Research Centre of Finland, P.O. Box 1800, 02044 VTT, Finland, 2004, p. 521–530.
- [312] E. Holt, Contribution of mixture design to chemical and autogenous shrinkage of concrete at early ages, *Cement and Concrete Research* 35, 2005, p. 464–472.
- [313] B. T. C. Company, Adjuvante superplastificante, à base de éter policarboxílico, indicado para a produção de betão pronto, com elevada manutenção da trabalhabilidade e durabilidade, PRIOR-VELHO , 2011.

- [314] B. T. C. Company, Glenium Ace 40, Zero Energy System - neue Generation von Fließmitteln auf Basis Polycarboxylatether, Glöthe , 2003.
- [315] AASHTO, Standard Practice for Estimating the Crack Tendency of Concrete, AASHTO Designation PP-34-89, pp. 179-182.
- [316] K. Kovler, J. Sikuler e A. Bentur, 'Restrained shrinkage tests of fibre reinforced concrete ring specimens: effect of core thermal expansion', *Mater. Struct.* 26, 1993, pp. 231 - 237.
- [317] E. Sellevold, O. Bjontegaard, H. Justnes e P. Dahl, 'High performance concrete: early volume change and cracking tendency', *Proc. Thermal Cracking in Concrete at Early Ages*, E&FN SPON, 1994, pp. 229-236.
- [318] O. Bjontegaard, T. Hamme e E. Sellevold, 'Cracking in high performance concrete before setting', Paper presented at the High Strength Concrete Symp., Sherbrooke , 1998.
- [319] J. H. Moon e J. Weiss, 'Estimating residual stress in the restrained ring test under circumferential drying', *Cement & Concrete Composites* 28, 2006, p. 486–496.
- [320] H. R. Shah e J. Weiss, 'Quantifying shrinkage cracking in fiber reinforced concrete using the ring test', *Materials and Structures*, 2006, p. 39:887–899.
- [321] J.-H. Moon, F. Rajabipour, B. Pease e J. Weiss, 'Quantifying the Influence of Specimen Geometry on the Results of the Restrained Ring Test', *Journal of ASTM International*, Vol. 3, No. 8, 2006.
- [322] M. Briffaut, F. Benboudjema, J. Torrenti e G. Nahas, 'A thermal active restrained shrinkage ring test to study the early age concrete behaviour of massive structures', *Cemente and Concrete Research*, 41, 2011, pp. 56-63.
- [323] S. Shah, C. Ouyang, S. Marikunte, W. Yang e E. BecqGirauton, 'Method to predict shrinkage cracking of concrete', *ACI Mat . J.* 94 (4), 1998, pp. 339-346.
- [324] K. KOVLER, J. SIKULER e A. BENTUR, 'Restrained shrinkage tests of fibre-reinforced concrete ring specimens: effect of core thermal expansion', *Materials and Structures*, 26, 1993, pp. 231-237.
- [325] Z. He, X. Zhou e Z. Li, 'New experimental method for studying early-age cracking of cement-based materials', *ACI Mater J* 101., 2004.
- [326] B. H. Akhter e J. Weiss, 'The role of specimen geometry and boundary conditions on stress development and cracking in the restrained ring test', *Cement and Concrete Research* 36, 2006, p. 189–199.

- [327] W. Weiss e S. P. Shah, Restrained shrinkage cracking: the role of shrinkage reducing admixtures and specimen geometry, *Materials and Structures*, Vol. 35, 2002, pp. 85-91 .
- [328] A. B. Hossain e J. Weiss, Assessing residual stress development and stress relaxation in restrained concrete ring specimens, *Cement & Concrete Composites* 26, 2004, p. 531–540.
- [329] Z. P. Bazant e F. H. Wittmann, *Creep and Shrinkage in Concrete Structures*, New York: John Wiley & Sons, 1982, p. 163–256.
- [330] X. Gao, S. Kawashima, X. Liu e S. P. Shah, Influence of clays on the shrinkage and cracking tendency of SCC, *Cement & Concrete Composites* 34, 2012, pp. 478-485.
- [331] M. Grysbowski e S. Shah, Shrinkage cracking of fiber reinforced concrete', *ACI Mat. J.* 87 (2), 1990, pp. 395-404 .
- [332] P. Kraai, Proposed test to determine the cracking potential due to drying shrinkage of concrete', *Concrete Construction* 30, 1985, pp. 775-778.
- [333] Shrinkage and cracking of high strength concrete and flowing concrete at early ages', in *Proc. 4 tu CANMET/ACI International Conference on Superplasticizers and other Chemical Admixtures in Concrete*, ACI SP-148, American Concrete Institute, 1994, pp. 243 -258.
- [334] P. Soroushian, F. Mirza e A. Alhozaimy, Plastic shrinkage cracking of PP fiber reinforced concrete, *Amer. Cone. Inst. Mat. J.* 92 (5), 1995, pp. 553-560.
- [335] N. Berke N e M. Dallaire, The effect of low addition rates of polypropylene fibers on plastic shrinkage cracking and mechanical properties of concrete', in *'Fiber Reinforced Concrete: Developments and Innovations*, ACI SP- 142, American Concrete Institute, 1994, pp. 19-42.
- [336] N. Banthia, M. Azzabi e M. Pigeon, Restrained shrinkage tests on fiber reinforced cementitious composites, in *'Testing of Fiber Reinforced Concrete*, ACI- SP 155-7, American Concrete Institute, 1995, pp. 137-151.
- [337] N. Banthia, M. Azzabi e M. Pigeon, Restrained shrinkage cracking in fibre-reinforced cementitious composites', *Mater. Struct.* 26, 1993, pp. 405-413.
- [338] K. Yokoyama, S. Hiraishi, Y. Kasai e K. Kishitani, Shrinkage and cracking of high strength concrete and flowing concrete at early ages', in *Proc. 4 tu CANMET/ACI International Conference on Superplasticizers and other Chemical Admixtures in Concrete*, ACI SP-148, American Concrete Institute, 1994, pp. 243 -258.

- [339] R. Breitenbucher, Investigation of Thermal Cracking with the Cracking Frame', *Mater. Struct.* 23, 1990, pp. 172-177.
- [340] R. Springenschmid, R. a. Breitenbucher e M. Mangold, Development of the cracking frame and the temperature stress testing machine, em 'Thermal Cracking in Concrete at Early Ages, Proc. RILEM Syrup., E&FN SPON, 1994, pp. 137-144.
- [341] R. T. I. 19-TCE:, Avoidance of thermal cracking in concrete at early ages - Recommendations', *Mater. Struct.* 30, 1997, pp. 451-461.
- [342] A. Bentur e K. Kovler, Evaluation of early age cracking characteristics in cementitious systems, *Materials and Structures* Vol. 36, April 2003, pp. 183-190 .
- [343] J. C. Report:, Technical Committee on Autogenous Shrinkage of Concrete, Japan Concrete Institute, AUTOSHRINK'98, Proc. Int. Workshop on Autogenous Shrinkage of Concrete, Japan Concrete Institute, 1998, pp. 5-66.
- [344] A. Pailltre, M. Buil e J. Serrano, Effect of fiber addition on the autogenous shrinkage of silica fume concrete', *ACIMat. J.* 86 (2), 1989, pp. 139-144 .
- [345] R. Bloom e A. Bentur, Free and Restrained Shrinkage of Normal and High-Strength Concretes', *A CI Mat. J.* 92 (2), 1995, pp. 211-217. .
- [346] A. Vaysburd, P. Emmons, B. Bissounette e M. Pigeon, Some aspects of evaluating cracking sensitivity of repair materials', *RILEM Proceedings PRO 23* , Early Age Cracking in Cementitious Systems - EAC'01, Proc. Intern. RILEM, Conf., Haifa, Israel: RILEM Publications S.A.R.L., 2002, pp. 169-185.
- [347] G. F. M. o. Transport, Highway Construction Department, 'Technical Test Regulations for Concrete Substitution Systems Made of Cement Mortar/Concrete with a Plastic Additive (PCC)', TP BE-PCC, 1990.
- [348] N. Banthia, C. Yan e S. Mindess, Restrained shrinkage cracking in fiber reinforced concrete: a novel technique *Cem. Con. Res.* 26 (1), 1996, pp. 9-14.
- [349] CEN/TC104/SC1, Testing fresh concrete - Part 8: Self-compacting concrete – Slumpflow test, EN 12350-8 Slump-flow, CEN, 2007 .
- [350] CEN/TC104/SC1, Testing fresh concrete - Part 9: Self-compacting concrete -V- funnel test, EN 12350-9 V-funnel,, CEN, 2007 .
- [351] CEN/TC104/SC1, Testing fresh concrete - Part 10: Self-compacting concrete – L-box test, EN 12350-10 L-box, CEN, 2007 .

- [352] NP-1387, Determinação dos dempos de presa, 1976.
- [353] 2. NP EN 1992-1-1, Eurocódigo 2- Projeto de estruturas de betão, Parte 1-1: Regras gerais e regras para edifícios, IPQ, 2010, pp. 33-54.
- [354] E. 397-1993, Determinação do módulo de elasticidade em compressão, Especificação LNEC, Laboratório Nacional de Engenharia Civil, 1993.
- [355] C. 1. -. 07, Standard Test Method for Chemical Shrinkage of Hydraulic Cement Paste, ASTM.
- [356] LNEC, E 398:1993 – Betão Endurecido. Determinação da retração e expansão, Lisboa: LNEC, 1993.