CHRISTIAN MARIO VARHEN GARCÍA

Avaliação do impacto do uso de fíler calcário como substituição ao cimento no comportamento reológico e retração de microconcretos

São Paulo
2017

CHRISTIAN MARIO VARHEN GARCÍA

Avaliação do impacto do uso de fíler calcário como substituição ao cimento no comportamento reológico e retração de microconcretos

Versão Corrigida

(Versão original encontra-se na unidade que aloja
o Programa de Pós-graduação)

Dissertação apresentada à Escola Politécnica da
Universidade de São Paulo para obtenção do título de
Mestre em Ciências

Área de Concentração: Engenharia de Construção Civil e
Urbana

Orientador: Prof. Dr. Antonio Domingues de Figueiredo

São Paulo
2017

Autorizo a reprodução e divulgação total ou parcial deste trabalho, por qualquer meio convencional ou eletrônico, para fins de estudo e pesquisa, desde que citada a fonte.

Este exemplar foi revisado e corrigido em relação à versão original, sob responsabilidade única do autor e com a anuência de seu orientador.

São Paulo, _____ de _____ de _____

Assinatura do autor: _____

Assinatura do orientador: _____

Varhen García, Christian Mario

Avaliação do impacto do uso de fíler calcário como substituição ao cimento no comportamento reológico e retração de microconcretos / C. M. Varhen García - versão corr. -- São Paulo, 2017.

93 p.

Dissertação (Mestrado) - Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. Departamento de Engenharia de Construção Civil.

1.Retração por secagem 2.Comportamento reológico 3.Fíler calcário 4.Microconcreto 5.Modelos de previsão da retração I.Universidade de São Paulo. Escola Politécnica. Departamento de Engenharia de Construção Civil II.t.

Nome: VARHEN GARCÍA, Christian Mario

Título: Avaliação do impacto do uso de fíler calcário como substituição ao cimento no comportamento reológico e retração de microconcretos

Dissertação apresentada à Escola Politécnica da
Universidade de São Paulo para obtenção do título de
Mestre em Ciências

Aprovado em:

Banca Examinadora

Prof. Dr: _____

Instituição: _____

Julgamento: _____

Prof. Dr: _____

Instituição: _____

Julgamento: _____

Prof. Dr: _____

Instituição: _____

Julgamento: _____

Para Deus que sem Ele nada é possível. A minha amada esposa Lucero, por toda sua ajuda nesta aventura de viver, por seus cuidados e dedicação com nossa família, especialmente em momentos de minha ausência por prestar tempo para o estudo e a pesquisa. Para minha querida filha Mía, que é a inspiração para seguir sempre para diante sem desfalecer. Aos meus pais por sua constante presença em minha vida dando o máximo para fazer de mim uma melhor pessoa. Para meu avô Christian (in memoriam), quem com seu exemplo me ensinou o importante de ser um bom ser humano, sempre procurando o melhor para os demais.

AGRADECIMENTOS

Em primeiro lugar agradecer ao meu orientador prof. Dr. Antonio Figueiredo por toda sua ajuda, não só na parte de técnica e na pesquisa no mestrado, mas nos momentos onde foi preciso ouvir o que é realmente importante em nossas vidas e ter sempre presente o verdadeiro objetivo final. Agradecer por sua paciência, sempre ensinando como fazer a melhor pesquisa como muita qualidade. Também agradecer ao Reginaldo por sua ajuda no laboratório, sempre disposto a ajudar e incentivar a fazer as coisas da melhor maneira. A todo o grupo do laboratório, Adilson, Mário e Jéssica sempre dispostos a ajudar.

Também um especial agradecimento para o Cesar Romano, do laboratório de Microestrutura, que ajudou desde o planejamento no programa experimental até suas sugestões para a análise dos resultados da pesquisa. Sobretudo, sempre acreditando em meu trabalho e animando a continuar a pesquisa em meu país.

A muitos de meus amigos da sala Asteróide, com quem compartilhei as experiências no estudo e na pesquisa no mestrado. Sobretudo para o Alan E, Delver E, Isabella L, Guilherme G. e Yazmin M. com quem tive momentos de discussão que ajudaram muito no processo de fazer pesquisa, além de sempre estar prontos em ajudar quando precisei. Em especial um agradecimento para Isabela Dilonardo pela ajuda na pesquisa e na realização do programa experimental, assim como nas discussões sobre os resultados.

Por último ao meu grande amigo Leonardo Borges por toda sua ajuda no mestrado e sobretudo por sua amizade que começou nas aulas e continua até hoje. Sempre ensinando a história e cultura do Brasil para entender e querer mais a esse país que me acolheu pelos anos que passei no mestrado. Agradecer-lhe também por todas suas dicas que ajudaram muito para poder morar junto com minha família em São Paulo.

RESUMO

Atualmente o maior impacto ambiental do concreto como material de construção origina-se das emissões de CO₂ durante a produção do cimento. Uma das alternativas atualmente utilizadas para minimizar este impacto, é a utilização de adições minerais como substituição ao cimento. Entre as diferentes adições utilizadas, o uso de fíler calcário parece ser uma alternativa interessante para melhorar a sustentabilidade do uso do concreto na construção. Consequentemente, o presente estudo foca a análise do impacto da substituição do cimento por fílers de origem calcária (dolomita) no comportamento do concreto em estado fresco e endurecido, especialmente focando-se numa avaliação reológica e na retração por secagem do material. Para tal fim, foram formulados três microconcretos com teores de fíler calcário de 80%, 60% e 20% em relação ao peso dos finos totais (cimento mais fíler calcário). O teor de finos totais e de água foram mantidos constantes para todas as formulações resultando em misturas com similar volume de pasta. O comportamento reológico das misturas foi avaliado num reômetro de movimento planetário. Foram moldados corpos de prova para caracterização mecânica e acompanhamento da retração por secagem. A porosidade das pastas também foi avaliada usando a porosimetria por intrusão de mercúrio. As propriedades reológicas como a tensão de escoamento e a viscosidade foram influenciadas pelo teor de substituição de cimento por fílers. Maiores volumes de fílers na pasta produziram menores tensões de escoamento e, por consequência, maiores valores de abatimento foram obtidos. No entanto, a viscosidade plástica aumentou com teor de fílers. No estado endurecido, a maior substituição de cimento por fílers diminui a intensidade da retração por secagem devido ao menor teor de cimento na pasta e a modificações na estrutura porosa do material. Os resultados experimentais da retração foram comparados com os valores obtidos pelos modelos de previsão da retração: ACI 209, CEB-FIP, B3 e GL2000. Observou-se que os modelos superestimam os valores da retração conforme aumenta a substituição de cimento por fílers na pasta. Portanto, esses modelos devem ser calibrados considerando outros fatores, tais como: a quantidade de fíler utilizado em substituição de cimento. Esta consideração poderia otimizar o uso dos modelos em fase de projeto para verificar se os valores da retração esperados estão dentro dos limites normalmente aceitos.

Palavras-Chave: Retração por secagem, comportamento reológico, fíler calcário, microconcreto e modelos de previsão da retração.

ABSTRACT

Currently the biggest environmental impact of concrete as a building material originates in CO₂ emissions during the production of cement. For this reason, one of the alternatives currently used to reduce these emissions is the use of mineral additions as cement replacement. Among the different additions used, the use of limestone fillers to replace cement appears to be an interesting alternative for improve the sustainability of the concrete used in construction. Consequently, this study focuses on the analysis of the impact of the replacement of cement by limestone fillers in fresh and hardened concrete, especially focusing on rheological behavior and shrinkage of the material. To this end, three microconcretos were formulated with fillers limestone content of 80%, 60% and 20% by weight relative to the total fine (limestone fillers and cement). The total content of fine and water were held constant for all formulations resulted in mixtures with similar volume of paste. The rheological behavior of the mixes was evaluated in a planetary motion rheometer. For mechanical characterization and measurement of shrinkage, specimens were molded. The porosity of the pastes was also evaluated using mercury intrusion porosimetry. The rheological properties such as yield stress and viscosity were influenced by the amount of cement that was replaced by fillers. Further fillers volumes in the pulp produced smaller flow stress and, consequently, higher allowance values were obtained. Larger volumes of filler in the paste produced lower yield stresses and, consequently, higher slump values were obtained. However, the plastic viscosity increased with fillers content. In the hardened condition, the largest cement replacement by limestone fillers reduced the intensity of shrinkage due to the lower content of cement paste and changes in the porous structure of the material. The experimental results of shrinkage were compared with the values obtained by shrinkage prediction models: ACI 209, CEB-FIP, B3 and GL2000. It was observed that the models overestimate the shrinkage values with increasing cement replacement by limestone fillers. Therefore, these models must be calibrated considering other factors such as the amount of fillers used as cement replacement. This consideration would optimize the use of these models in the design phase to verify that the values of the expected shrinkage are within the limits normally accepted.

Keywords: Drying shrinkage, rheological behavior, limestone fillers, microconcrete, shrinkage prediction models.

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 1 – Curvas de fluidos com diferentes comportamentos reológicos: a) newtoniano, b) newtoniano com tensão de escoamento (Fluido. de Bingham), c) pseudoplástico, d) pseudoplástico com tensão de escoamento, e) dilatante, f) dilatante com tensão de escoamento	26
Figura 2 – Curva de histerese para fluidos dependentes do tempo ao aplicar ciclos de aceleração e desaceleração.....	27
Figura 3 – Mecanismo de tensão capilar.....	32
Figura 4 - Granulômetro a laser Helos, Sympatec	49
Figura 5 – Granulômetro por médio de análise dinâmica de imagem QicPic.....	49
Figura 6 – Equipamentos utilizados para a medida da área superficial	50
Figura 7 – Picnômetro a gás hélio utilizado para determinação da densidade real...50	
Figura 8 - Equipamento utilizado para a mistura – reômetro.....	52
Figura 9 - Programação utilizada para o ciclo de cisalhamento	52
Figura 10 – (a) Moldes prismáticos e (b) Corpos de prova elaborados para segundo a norma ASTM C490.....	53
Figura 11 – Ensaio com prensa hidráulica EMIC. (a) Determinação da resistência à compressão segundo a norma NBR 5739. (b) Determinação da resistência à flexão segundo a norma NBR 12142.....	54
Figura 12 – Equipamento de ultrassom PUNDIT utilizado para a determinação do módulo de elasticidade dinâmico	55
Figura 13 – Porosímetro de mercúrio Micromeritis Autopore III, modelo 9410.	56
Figura 14 - Distribuições granulométricas dos materiais utilizados na elaboração dos microconcretos	58
Figura 15 - Distribuição granulométrica dos microconcretos formulados	61
Figura 16 - Perfis de cisalhamento dos microconcretos T-5, T-10 e T-20 para as duas séries.....	62
Figura 17 - Retas de regressão obtidas da parte da desaceleração dos perfis de cisalhamento para todos os traços avaliados.....	63
Figura 18 - Volume das matérias primas nas formulações avaliadas T-5, T-10 e T-20	65

Figura 19 - Impacto do volume de fílers na pasta (a) no MPT, (b) torque de escoamento e (c) abatimento dos microconcretos nas duas séries produzidas	66
Figura 20 - Impacto do volume de cimento na pasta no IPS e viscosidade dos microconcretos	67
Figura 21 – Evolução da resistência a compressão dos microconcretos da segunda série avaliada	68
Figura 22 - Correlação entre a resistência à compressão consumo de cimento e o teor de fíler em substituição ao volume de cimento.....	69
Figura 23 - Avaliação comparativa dos IL obtidos neste estudo com os resultados históricos brasileiros.....	71
Figura 24 – Evolução da resistência à flexão dos microconcretos da segunda série	72
Figura 25 - Evolução do módulo de elasticidade dos microconcretos avaliados da segunda série.....	73
Figura 26 – Influência do volume de fílers na pasta no valor do módulo de elasticidade.	73
Figura 27 - Distribuição e tamanho de poros dos microconcretos da segunda série	74
Figura 28 – Relação entre a porosidade dos microconcretos com o M.E.D medido por ultrassom.....	74
Figura 29 - Evolução da retração por secagem dos microconcretos avaliados de ambas séries.....	75
Figura 30 - Influência do volume de fílers pasta na retração por secagem dos microconcretos da primeira (a) e segunda (b) séries	76
Figura 31 - Perda de massa dos microconcretos avaliados.....	77
Figura 32 - Relação entre a perda de massa e a retração	77
Figura 33 - Influência dos poros menores a 0.10 μm na retração por secagem	78
Figura 34 - Comparação da retração experimental e calculada do traço T-20.....	81
Figura 35 - Comparação da retração experimental e calculada do traço T-10.....	82
Figura 36 - Comparação da retração experimental e calculada do traço T-5.....	82

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Condições padrão para o calculo da previsão da retração utilizando o modelo do ACI 209.....	36
Tabela 2 – Fatores de correção utilizados para o cálculo da previsão da retração para o modelo do ACI 209.....	37
Tabela 3 – Parâmetros considerados na formulação do modelo B3	38
Tabela 4 – Fatores considerados na formulação do modelo B3	40
Tabela 5 – Coeficientes considerados na formulação do modelo CEB-FIB90	41
Tabela 6 – Constante k em função do tipo de cimento	42
Tabela 7 - Composição química do cimento	57
Tabela 8 - Propriedades físicas dos materiais.....	58
Tabela 9 - Proporções utilizadas para cada traço dos microconcretos formulados* .	60
Tabela 10 - Características físicas das três formulações avaliadas	61
Tabela 11 - Valores da viscosidade plástica* e torque de escoamento dos microconcretos	64
Tabela 12 - Valores de abatimento e ar incorporados dos microconcretos.....	64
Tabela 13 - Resistência à compressão e intensidade de ligante dos microconcretos aos 28 dias de idade	68
Tabela 14 – Parâmetros comuns para todos os microconcretos avaliados utilizados para o calculo da retração com os modelos de previsão	79
Tabela 15 – Valores dos parâmetros utilizados no modelo de previsão da retração do ACI-209 para cada um dos microconcretos da segunda série	80
Tabela 16 – Valores dos parâmetros utilizados no modelo de previsão da retração B3 (Bažant-Baweja) para cada um dos microconcretos da segunda série.....	80
Tabela 17 – Valores dos parâmetros utilizados no modelo de previsão da retração CEB-FIB90 para cada um dos microconcretos da segunda série	80
Tabela 18 – Valores dos parâmetros utilizados no modelo de previsão da retração GL2000 para cada um dos microconcretos da segunda série	81

SUMÁRIO

RESUMO.....	6
ABSTRACT	7
LISTA DE ILUSTRAÇÕES.....	8
LISTA DE TABELAS.....	10
1 INTRODUÇÃO	13
1.1 Circunstanciação e justificativa da pesquisa	13
1.2 Objetivos	18
1.3 Estrutura do trabalho.....	18
2 FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA E REVISÃO BIBLIOGRAFICA	19
2.1 Introdução	19
2.2 Eficiência do ligante na produção do concreto.....	20
2.2.1 Indicador de eficiência no uso do ligante	20
2.2.2 Estratégias para aumentar a eficiência no uso do ligante.....	22
2.3 Reologia de materiais cimentícios: Fundamentos e aplicações	24
2.3.1 Comportamentos reológicos	25
2.3.2 Caracterização reológica de concretos.....	28
2.4 Retração no concreto	30
2.4.1 Retração por secagem no concreto.....	31
2.5 Modelos de previsão da retração	34
2.5.1 Modelo do ACI 209	35
2.5.2 Modelo B3 (Bažant-Baweja)	38
2.5.3 Modelo CEB-FIB90.....	40
2.5.4 Modelo GL2000	41
2.6 Módulo de elasticidade do concreto	43
2.6.1 Fatores que afetam o módulo de elasticidade do concreto	45
2.6.2 Módulo de elasticidade dinâmico do concreto	45
3 PROGRAMA EXPERIMENTAL.....	47
3.1 Métodos de ensaios	48
3.1.1 Caracterização das matérias-primas	48
3.1.1.1. Análise química	48

3.1.1.2.	Distribuição granulométrica	48
3.1.1.3.	Área superficial específica (ASE)	49
3.1.1.4.	Densidade real	50
3.1.2	Estado fresco.....	51
3.1.2.1.	Mistura e reometria rotacional	51
3.1.2.2.	Densidade, ar incorporado e abatimento.....	53
3.1.3	Estado endurecido.....	53
3.1.3.1.	Retração por secagem	53
3.1.3.2.	Resistência à compressão e à flexão	54
3.1.3.3.	Módulo de elasticidade dinâmico (Ultrassom)	55
3.1.3.4.	Distribuição e tamanho dos poros	55
3.2	Modelos de previsão da retração	56
3.3	Materiais e composições avaliadas.....	57
3.3.1	Materiais utilizados	57
3.3.2	Composições avaliadas.....	59
4	RESULTADOS E DISCUSSÃO	62
4.1	Estado fresco	62
4.1.1	Perfil de cisalhamento	62
4.1.2	Ar incorporado e abatimento	64
4.1.3	Impacto da composição da pasta no comportamento reológico dos microconcretos avaliados.....	65
4.2	Estado endurecido	67
4.2.1	Resistência à compressão e IL (intensidade de ligante).....	67
4.2.2	Resistencia à tração na flexão.....	71
4.2.3	Módulo de elasticidade dinâmico.....	72
4.2.4	Retração por secagem	75
4.2.5	Modelos de previsão da retração.....	79
5	CONSIDERAÇÕES FINAIS	84
5.1	Conclusões	84
5.2	Sugestões para trabalhos futuros	86

1 INTRODUÇÃO

1.1 Circunstanciação e justificativa da pesquisa

O concreto é o segundo material mais consumido no mundo depois da água. A produção global do cimento no ano 2015, ingrediente principal para a elaboração do concreto, foi estimada em 4,6 bilhões de toneladas, mostrando um incremento de 6,3% em relação ao ano de 2014 (Cembureau, 2016). Com isso, também deve-se considerar que as emissões de CO₂ da produção do cimento atualmente representam 5% das emissões globais (International Energy Agency, 2009). Com essa informação, fica claro que a indústria do concreto tem uma grande responsabilidade ambiental e social para contribuir no desenvolvimento sustentável.

Portanto, uma das alternativas utilizadas pelos cientistas e engenheiros para contribuir ao desenvolvimento sustentável (satisfazer demandas sociais, ambientais e econômicas) da utilização do concreto como material de construção, tem sido formular concretos com o menor consumo de cimento, utilizando-se adições inertes ou reativas em substituição ao ligante, as quais podem melhorar as propriedades (físicas e mecânicas) e aumentar a durabilidade do concreto (KHOKHAR, ROZIERE, TURCRY, GRONDIN, LOUKILI, 2010).

Esse cenário leva a procurar indicadores de desempenho para conhecer e estimar a eficiência dos concretos elaborados com adições como material substituinte do cimento. Damineli (2010) examinou misturas de concreto tanto brasileiras como de outros países e propôs dois indicadores para medir a eficiência do concreto: os dois indicadores, *ci* e *bi*, medem a eficiência do concreto em termos de emissões de CO₂ e uso de ligante por unidade de desempenho, respectivamente. Para ambos os casos, o indicador de desempenho utilizado foi a resistência à compressão aos 28 dias.

Embora seja verdade que a resistência à compressão é um importante parâmetro, podem existir outros parâmetros que definam o desempenho do concreto para uma aplicação determinada. No trabalho de Miller et al. (2016) foi feito um resumo de indicadores utilizando-se outros fatores de desempenho como: a relação água : cimento (*a/c*), resistência a compressão a 90 dias, tenacidade, consumo de água entre

outros. No entanto, também foram mostrados outros indicadores que além de considerar parâmetros mecânicos ou propriedades da mistura, consideram os aspectos de durabilidade como: coeficiente de difusão, deformação, carbonatação, entre outros.

Considerando o enfoque anterior, a avaliação do material (concreto) no que se refere ao seu comportamento mecânico deve ser complementada pela análise de outros aspectos do comportamento do concreto no estado endurecido, especialmente, aqueles que têm ligação com sua durabilidade.

Um desses aspectos ligados com a durabilidade dos concretos de cimento o Portland, é a mudança volumétrica devido à retração, já que constituem um dos maiores causadores de deterioração prematura das estruturas de concreto (MEHTA, MONTEIRO, 2006). É importante apontar que existem vários tipos de retrações sendo as principais a retração por secagem, a autógena e a química (ZHANG, HOU, HAN, 2012). A retração junto com a baixa resistência à tração do concreto, pode levar a um estado de fissuração que comprometa a condição de serviço de uma estrutura, pois pode conduzir à fissuração. Esta fissuração por retração, mesmo não afetando a integridade estrutural, pode aumentar os problemas de durabilidade (BISSONNETTE, PIERRE, PIGEON, 1999; EGUCHI, TERANISHI, 2005).

As variáveis que influem na retração e secagem podem ser separadas em dois grupos: intrínsecos à mistura (ligados à sua composição) e as condições externas de exposição. Aponta-se como fatores intrínsecos que afetam a retração por secagem o teor de agregados e suas propriedades, a relação a/c, a quantidade de água presente na mistura e o teor de cimento (IDIART, 2009). Em geral, é aceito que a retração por secagem depende, principalmente, do volume de pasta e do volume de agregados presente na mistura (GÜNEYISI, GESOĞLU, ÖZBAY, 2010). Porém, além do volume de pasta a intensidade de retração pode ser afetada por outros aspectos como a continuidade da sua rede capilar e a densidade do material (VALCUENDE, MARCO, PARRA, SERNA, 2012).

Estudos anteriores mostraram que, para concretos convencionais, obtém-se maiores valores de retração quando se utiliza um maior volume de pasta (cimento e água)

(BISSONNETTE, PIERRE, PIGEON, 1999; ROZIÈRE, GRANGER, TURCRY, LOUKILI, 2007; LEEMANN, LURA, LOSER, 2011). Assim, uma estratégia possível para minimizar a retração é a utilização de um volume maior de agregados graúdos (DITTMER, BEUSHAUSEN, 2014). No entanto, a trabalhabilidade do concreto depende de um volume mínimo de pasta para garantir a sua aplicabilidade. Algumas aplicações restringem o tamanho máximo de agregado que pode ser usado para garantir uma boa colocação do concreto. Portanto, é de interesse investigar métodos de redução da intensidade da retração, mantendo um mínimo volume de pasta.

Para um volume de pasta constante (mas com diferentes relações a/c), a retração em concretos convencionais aumenta com o incremento do teor de cimento (BISSONNETTE, PIERRE, PIGEON, 1999). Assim, uma possível estratégia é a substituição de cimento por adições minerais. Trabalhos prévios que utilizaram adições em cimento, mostraram resultados diferentes e contraditórios com relação à intensidade da retração. Nestes estudos, foram focados no uso de adições minerais reativas como: a escória de alto forno, sílica ativa, etc. assim como adições não reativas como o fíler calcário.

O uso da escória de alto forno como substituição parcial do cimento, apresentou baixa retração por secagem quando comparado com concretos e argamassas sem adições (LI, YAO, 2001; GÜNEYISI, GESOĞLU, ÖZBAY, 2010). No entanto, outro estudo mostrou que a intensidade da retração por secagem quando o cimento é substituído por escória, não só depende da taxa de substituição, mas também de outros fatores como a finura da escória, tempo de cura e tipo de cimento utilizado (LEE, JANG, LEE, 2014).

Outros autores concluíram que a substituição de cimento por sílica ativa reduz a retração por secagem das argamassas (MA, WEN, WANG, YAN, XIAO-JIAN, 2007). Por outro lado, Güneyisi et al. (2010) mostraram que a retração por secagem diminuiu comparando com a mistura sem sílica ativa quando a substituição foi de 5% do cimento, mas quando a taxa de substituição foi de 10% e 15%, a retração foi maior comparada com a mistura de controle (sem sílica).

Os estudos que utilizaram cinza volante, realizados com o mesmo objetivo, também apresentaram resultados contraditórios. Em um destes (KHATIB, 2008) indicou-se que aumentando a taxa de substituição de cinza volante por cimento, a retração por secagem foi reduzida. Foi observada uma redução por dois terços comparado com o concreto sem cinza quando a taxa de substituição foi de 80%. Outro estudo apresentou resultados similares (GÜNEYISI, GESOĞLU, ÖZBAY, 2010), porém Ma et al. (2007) indicaram que a retração por secagem aumentou com uma alta taxa de substituição de cimento por cinzas volantes.

Vale a pena notar que o comportamento das adições minerais ativas é distinto da ação do fíler calcário (material não reativo). Estudos prévios que mostram o uso desse material como substituição do cimento também apresentaram resultados contraditórios: Itim et al. (2011) mostraram que a retração por secagem foi reduzida quando o cimento foi substituído por 25% de fíler em argamassas com idades menores de 28 dias. Por outro lado, a retração por secagem é quase idêntica após um ano de ensaio.

Em contrapartida, em outro estudo (COURARD, MICHEL, 2014) constatou-se que a retração por secagem não apresentou diferenças significativas quando a taxa de substituição do cimento por fílers foi de até 23% em argamassas, mas com 27% de substituição, a retração de secagem diminuiu quando se comparou com as argamassas de controle com a idade de 28 dias, no mesmo estudo.

De estudos anteriores pode-se constatar que as adições afetam o comportamento no estado fresco da mistura (FERRARIS, OBLA, HILL, 2001; GUNNELIUS, LUNDIN, ROSENHOLM, PELTONEN, 2014; LAGERBLAD, GRAM, WESTERHOLM, 2014), tendo já apresentado bons resultados do ponto de vista de trabalhabilidade e redução das variações dimensionais (BEDERINA, BAKHLOUFI, BOUSIANI, 2011). Dessa forma, para este estudo foi abordado o uso de fílers calcários como adições para substituir o cimento, já que é uma estratégia que vem sendo apontada por considerações econômicas e ambientais (DAMINELI, 2013; PROSKE, HAINER, REZVANI, GRAUBNER, 2014), mas com um enfoque de avaliação de seu impacto no potencial de retração do material. No entanto, para que essa estratégia seja obtida com sucesso, deve-se produzir concretos com trabalhabilidade adequada para o

transporte e aplicação e, naturalmente, com desempenho adequado durante o uso incluindo durabilidade compatível com concretos com maior consumo do ligante.

Frequentemente as propriedades do material no estado fresco são medidas através de ensaios “monoponto” (slump test, slump flow, caixa “L”, etc.) devido à facilidade de sua utilização. Essa abordagem é útil, mas é possível estudar o comportamento no estado fresco com mais detalhamento a partir de reometria rotacional, encontrando parâmetros reológicos para tratar de quantificar a trabalhabilidade do material (FERRARIS, OBLA, HILL, 2001). Desta forma, conhecer o efeito dos fílers no comportamento reológico também é importante com o objetivo de levar a uma otimização do produto final (WALLEVIK, WALLEVIK, 2011).

Assim, procurou-se analisar a substituição do cimento por fíler tentando-se obter o mesmo teor de pasta (cimento, água e fílers) com a finalidade de manter esse parâmetro constante para todas as misturas com o objetivo de só avaliar o efeito específico desta substituição na retração por secagem e no comportamento do estado fresco do material. É importante alertar que a adição de fíler calcário provoca a diminuição do pH no concreto e pode influenciar na corrosão do aço (PAPADAKIS, VAYENAS, FARDIS, 1991). Esse aspecto não é parte do objetivo direto deste trabalho e deverá ser tratado em estudos futuros.

Apesar de ser fato que a substituição de fíler na composição dos concretos pode melhorar as propriedades no estado fresco e o desempenho no estado endurecido, ainda persiste a dúvida sobre os aspectos relacionados à durabilidade, justificando a realização do trabalho proposto.

Portanto, o conhecimento da retração e do comportamento reológico do concreto com estas características (uso de fílers como substituição do cimento) é essencial para se obter informações mais detalhadas de seu desempenho e aumentar a possibilidade de seu real uso na construção civil fazendo desta atividade mais sustentável.

1.2 Objetivos

Este trabalho foi realizado com o principal objetivo de avaliar experimentalmente a influência da substituição parcial de cimento Portland por filer calcário no comportamento no estado fresco e quanto à retração por secagem de microconcretos.

1.3 Estrutura do trabalho

O trabalho final (dissertação final) está dividido da seguinte maneira:

Capítulo 1: É apresentada a introdução e justificativa ao tema, como também o objetivo da pesquisa.

Capítulo 2: Neste capítulo são apresentados os conceitos básicos utilizados para o desenvolvimento do trabalho em conjunto com a revisão bibliográfica. Nesta revisão bibliográfica são abordados os temas do uso de filers como substituição do cimento, da reologia de materiais cimentícios, da retração por secagem e os modelos de previsão da retração.

Capítulo 3: Este capítulo apresenta o programa experimental. São nele descritos todos os procedimentos realizados, as variáveis dos ensaios, os materiais e equipamentos utilizados.

Capítulo 4: Os resultados são apresentados neste capítulo conjuntamente com a análise e discussões. Além, este capítulo é dedicado a apresentar a comparação feita entre os resultados obtidos experimentalmente com aqueles obtidos pelos modelos de previsão de comportamento selecionados da bibliografia.

Capítulo 5: Neste capítulo de considerações finais as mesmas são apresentadas em conjunto com as conclusões do trabalho.

2 FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA E REVISÃO BIBLIOGRAFICA

Esta parte do trabalho apresenta os conceitos fundamentais para o desenvolvimento do tema pesquisado neste estudo.

2.1 Introdução

O concreto é o segundo material mais consumido no mundo depois da água (SAHU, DECRISTOFARO, 2013) e dentro da construção civil é o material mais consumido no mundo. Atualmente existe uma maior demanda por concreto dentro dos países em desenvolvimento, para construir infraestrutura e satisfazer as diversas necessidades da população. Isto ocasiona uma maior demanda por cimento e, portanto, um aumento na produção do insumo. No ano 2015 a produção do cimento no mundo foi de 4,6 bilhões de toneladas aproximadamente (Cembureau, 2016).

Atualmente o maior impacto ambiental do concreto origina-se das emissões de CO₂ durante a produção do cimento. Os números e percentagens calculados para a quantidade de CO₂ gerada a partir de fabricação de cimento pode variar muito, mas é geralmente aceito que cerca de 5% da emissão total global de CO₂ está ligado com a produção de cimento (International Energy Agency, 2009).

Para garantir que o concreto fabricado com cimento continue sendo um material de construção competitivo no futuro, deve-se melhorar a sustentabilidade das construções de concreto (PROSKE, HAINER, REZVANI, GRAUBNER, 2014). Devido à necessidade de infraestrutura como resposta a um aumento da população, diminuir a produção do cimento não seria uma opção socialmente sustentável (MEHTA, 2010). Assim, deve-se primar pela diminuição dos impactos ambientais mantendo-se o aumento da produção como linha de condução dos futuros desenvolvimentos (DAMINELI, KEMEID, AGUIAR, JOHN, 2010).

Em vista disso, uma das alternativas propostas pelos cientistas e engenheiros da indústria da construção para melhorar a sustentabilidade do uso do concreto, é substituir o cimento por adições minerais (escória de alto forno, cinza volante e filers calcários entre outras), o que poderia melhorar as características e aumentar a

durabilidade do concreto (KHOKHAR, ROZIERE, TURCRY, GRONDIN, LOUKILI, 2010).

No entanto, em estudos anteriores (DAMINELI, 2013; DAMINELI, PILEGGI, JOHN, 2013) discutiu-se que a disponibilidade de adições minerais como a escória de alto forno (EAF), cinza volante (CV) e sílica ativa (SA) para manter o nível de substituição será limitada, devido ao crescimento na produção do cimento muito mais rápido que o aumento da disponibilidade destas adições. Além da baixa disponibilidade, o uso destas adições pode ser agravado pela questão da alocação de CO₂, que começa a ser discutida com maior ênfase e pode mudar a percepção atual sobre o aspecto “ecológico” destes materiais.

2.2 Eficiência do ligante na produção do concreto

Já a utilização de fílers calcários para substituir o cimento parece ser uma alternativa interessante para melhorar a sustentabilidade do uso do concreto na construção. Estima-se que a produção deste material ainda é baixa mas tem um bom potencial de exploração (as rochas calcárias compõem aproximadamente o 4% de crosta terrestre). Assim, o aumento do uso do fíler dependerá da compreensão do potencial dos fílers como substituinte ao cimento (DAMINELI, 2013). Ademais, os fílers são produzidos com baixos teores de CO₂, o que aumenta os benefícios de seu uso frente às outras adições minerais. Ainda assim, a estratégia de utilizar fíler como substituição, dependerá de garantir uma maior eficiência no uso do cimento (ou material ligante).

2.2.1 Indicador de eficiência no uso do ligante

Tal como foi mostrado em estudos anteriores (DAMINELI, KEMEID, AGUIAR, JOHN, 2010; DAMINELI, PILEGGI, JOHN, 2013; DAMINELI, 2013; MILLER, MONTEIRO, OSTERTAG, HORVATH, 2016), indicadores de desempenho são uteis para avaliar a eficiência no uso do ligante. Alguns destes indicadores utilizados para avaliar a eficiência da mistura de concreto sem contabilizar adições minerais diversas (pozolanas, cinzas volantes ou sílica ativa) são apresentados a continuação:

- F_{eco} (resistência econômica): É a resistência à compressão do concreto desenvolvida por 1 unidade de massa do cimento.
- Eficiência econômica: É o custo de 1 MPa ou 1 ano de vida útil da estrutura de concreto.
- Resistência desenvolvida por 1 kg de cimento Portland (semelhante a F_{eco})

No entanto, de um modo mais geral, a eficiência da mistura de concreto em função do impacto gerado poderia ser medida pelo teor de ligantes, custo da produção ou pelo impacto ambiental para conseguir uma unidade de desempenho medida por um indicador como: resistência à compressão, módulo de elasticidade, resistência a carbonatação, etc. (DAMINELI, KEMEID, AGUIAR, JOHN, 2010).

Considerando que atualmente o problema das emissões de CO_2 por parte da indústria do concreto aumenta o problema do aquecimento global, utilizar um indicador que permita comparar a eficiência da formulação do concreto respeito em termos de emissões de CO_2 seria de muita importância. O indicador *Intensidade de CO_2* (IC) proposto por DAMINELI, KEMEID, AGUIAR, JOHN (2010) seria um indicador que se pode utilizar para medir o desempenho ambiental dos concretos produzidos respeito a sua emissão de CO_2 . O IC mede a quantidade de CO_2 emitida para proporcionar uma unidade de um dado indicador de desempenho da mistura de concreto, onde o indicador de desempenho é a resistência à compressão, tal como se mostra na eq.(1):

$$IC = \frac{c}{R_c} \quad \text{Equação 1}$$

onde IC é o índice de CO_2 , c é o total de emissões de CO_2 , em $kg.m^{-3}$ e R_c é a resistência à compressão do concreto aos 28 dias.

Para o cálculo do IC, os outros ligantes utilizados na produção do concreto como a EAF, AS e CV são considerados nulos em termos de emissões de CO_2 . No entanto, tal como se indicou no item 2.1, essa consideração de utilizar massivamente adições minerais que são resíduos industriais como substituição ao clínquer seria insuficiente, já que a alocação de CO_2 desses materiais deve ser avaliada, e não somente incluir seu cálculo na elaboração do produto principal (na produção do aço, por exemplo, no

caso da escória). Assim, só a substituição do clínquer por adições minerais não é garantia para obter um concreto de baixo impacto ambiental. Em geral, uma redução total de ligantes deve-se procurar para obter um concreto mais eficiente.

Desta forma, também foi proposto outro indicador para avaliar a eficiência dos concretos. O indicador Intensidade de ligantes (IL), que relaciona o consumo de ligantes utilizados para a produção do concreto com a resistência à compressão (MPa) tal como se mostra na eq.(2):

$$IL = \frac{I}{R_c} \quad \text{Equação 2}$$

onde IL é o índice de ligante, I é o consumo total de ligantes, em kg.m⁻³ e R_c é a resistência à compressão do concreto aos 28 dias.

Os dois indicadores mostrados permitem uma comparação entre concretos com diferentes composições. Quanto maior o valor dos índices, menor a eco eficiência do concreto produzido (DAMINELI, 2013).

2.2.2 Estratégias para aumentar a eficiência no uso do ligante

Essas estratégias dependem de dois conceitos: maximizar a mobilidade das partículas com o menor teor possível de água e incrementar a reatividade do ligante aumentando sua superfície específica para a reação de hidratação. Para conseguir isso, duas estratégias diferentes são importantes: a dispersão e o empacotamento de partículas (DAMINELI, PILEGGI, JOHN, 2013).

Qualquer tipo de suspensão com partículas finas apresenta tendência natural de aglomeração em função das forças de origem superficial que aumentam a energia de atração entre elas (OLIVEIRA, STUDART, PILEGGI, PANDOLFELLI, 2000; DAMINELI, PILEGGI, JOHN, 2013). Em vista disso, se não se controla a formação de aglomerados (partículas de maior tamanho) pode-se levar a uma série de condições que afetam de modo negativo a reologia das suspensões como a modificação da distribuição granulométrica, a diminuição da mobilidade das linhas de fluxo, maior

consumo de água pela geração de vazios dentro dos aglomerados e uma diminuição da eficiência dos ligantes ao diminuir a área superficial disponível para reagir. Assim, pode-se afirmar que é de vital importância garantir uma completa dispersão para incrementar a eficiência do ligante. Isto é possível a partir da utilização de superplastificantes (DAMINELI, 2013).

Por outro lado, o empacotamento das partículas é outra estratégia fundamental no objetivo de melhorar a eficiência dos ligantes. Se a área superficial dos grãos é grande e o volume de vazios entre eles é alto, será preciso maior teor de fluido para iniciar a movimentação (PILEGGI, RAMAL, PAIVA, PANDOLFELLI, 2003). Desse modo, com um empacotamento de partículas otimizado, espera-se que o sistema granular tenha uma adequada fluidez com o menor teor de fluido. O volume de vazios (porosidade intergranular) indica o teor mínimo de fluido necessário para preencher os vazios e permitir o movimento inicial das partículas.

O concreto em estado fresco é uma suspensão heterogênea (agregados, finos inertes e reativos e água) com elementos de diferentes massas e densidades. A água é o fluido que move os finos, onde a união dos finos e água cria a pasta; que por sua vez, move os agregados. Assim, diferentes modelos de empacotamento de partículas são necessários para controlar o comportamento reológico do concreto, já que por si só o conhecimento da porosidade granular não prevê o comportamento da mistura após o preenchimento dos vazios pelo fluido.

Dois indicadores são utilizados para conhecer a distância das partículas no concreto. A distância de separação interparticular IPS (Interparticle Separation Distance) que estima a distância entre os finos determinada pela água; e a distância de separação entre os agregados MPT (Maximun Paste Thickness) determinada pelo teor de pasta. Estes dois indicadores são expressados através da eq.(3) e eq.(4) (OLIVEIRA, STUDART, PILEGGI, PANDOLFELLI, 2000):

$$IPS = \frac{2}{v_{SA}} \times \left[\frac{1}{v_s} - \left(\frac{1}{1-P_{of}} \right) \right] \quad \text{Equação 3}$$

Onde VSA é a área superficial volumétrica, calculada pelo produto entre a área superficial específica (medida por BET) e a densidade do sólido; V_s é a fração volumétrica de sólidos e P_{of} é a fração de poros no sistema quando todas as partículas estão em contato na condição de máximo empacotamento.

$$MPT = \frac{2}{VSA_g} \times \left[\frac{1}{V_{sg}} - \left(\frac{1}{1-P_{ofg}} \right) \right] \quad \text{Equação 4}$$

Onde VSA_g é a área superficial volumétrica dos grossos; V_{sg} é a fração volumétrica dos grossos no concreto e P_{ofg} é a fração de poros dos grossos no sistema quando todas as partículas estão em contato na condição de máximo empacotamento.

Assim, uma composição de concreto com alta eficiência no uso de ligante será aquela que utiliza o menor teor de água conseguindo o maior IPS possível, onde a fluidez será aumentada ao mesmo tempo que a resistência à compressão é a maior possível devido ao baixo consumo de água, e conseguir o maior valor de MPT com pouca pasta, tendo um impacto positivo no comportamento reológico, minimizando o teor de ligante. O uso de fílers como substituição do cimento (ou ligantes) oferece a oportunidade de elaborar concretos com empacotamento de suas partículas que consumam pouca água, além de impactar de modo positivo o comportamento reológico, e utilizando teores de ligante baixos o que aumenta a eficiência de seu uso (DAMINELI, PILEGGI, JOHN, 2013; DAMINELI, 2013).

2.3 Reologia de materiais cimentícios: Fundamentos e aplicações

A reologia é a ciência do fluxo e a deformação de materiais e está interessada com as interações entre tensões, deformações e tempo (BANFILL, 1994). Ela pode ser considerada como o ramo da física que estuda a mecânica de corpos deformáveis, os quais podem estar no estado sólido, líquido ou gasoso. De um modo geral, a reologia estuda o comportamento de fluidos homogêneos como líquidos, suspensões de partículas e emulsões (OLIVEIRA, STUDART, PILEGGI, PANDOLFELLI, 2000).

Em termos de reologia, é natural considerar o concreto, a argamassa e a pasta de cimento em estado fresco como diferentes tipos de suspensões. Tradicionalmente,

uma suspensão de partículas é composta por duas fases, que são as partículas em suspensão e a matriz. Como é do conhecimento geral, o concreto fresco é constituído por partículas dentro de uma extensa faixa de massa, dimensão, forma e textura de superfície, suspensas numa matriz (WALLEVIK, WALLEVIK, 2011). No entanto, de um ponto de vista macroscópico, diz-se que o concreto flui como um líquido (FERRARIS, 1999).

Independente da complexidade envolvida e através da análise da deformação e do fluxo do material, o comportamento reológico é usualmente descrito por meio de relações matemáticas entre a tensão aplicada (τ) e sua respectiva deformação (γ), além de variações com o tempo (BANFILL, 2006).

2.3.1 Comportamentos reológicos

A partir da relação entre a tensão aplicada e a taxa de cisalhamento os fluidos podem ser classificados como newtonianos e não newtonianos. O fluido mais simples é aquele que apresenta um comportamento newtoniano, onde a relação entre a tensão de cisalhamento e a taxa de cisalhamento é definida por uma relação linear. A equação que define este comportamento se mostra na eq. (5).

$$\tau = \mu \cdot \dot{\gamma}$$
Equação 5

Onde τ é a tensão de cisalhamento, $\dot{\gamma}$ é a taxa de cisalhamento, μ é a viscosidade.

Já nos fluidos não newtonianos, a relação entre a tensão de cisalhamento e a taxa de cisalhamento não é constante, e existem duas classes: os independentes e dependentes do tempo.

Os fluidos independentes do tempo são os pseudoplásticos e os dilatantes. O comportamento pseudoplástico é aquele que diminui sua viscosidade aparente ($\tau/\dot{\gamma}$) com o aumento da taxa ou tensão de cisalhamento. Já os fluidos com comportamento dilatante apresentam um aumento em sua viscosidade aparente conforme aumenta a taxa ou a tensão de escoamento. Além desses comportamentos, também podem dar origem a outros tipos de comportamentos onde se precisa de uma tensão inicial para

iniciar o fluxo. Entre eles podem-se encontrar: newtoniano com tensão de escoamento (fluido de Bingham), pseudoplástico com tensão de escoamento e dilatante com tensão de escoamento (OLIVEIRA, STUDART, PILEGGI, PANDOLFELLI, 2000). Todos estes comportamentos se observam na Figura 1.

Figura 1 – Curvas de fluidos com diferentes comportamentos reológicos: a) newtoniano, b) newtoniano com tensão de escoamento (Fluido. de Bingham), c) pseudoplástico, d) pseudoplástico com tensão de escoamento, e) dilatante, f) dilatante com tensão de escoamento

Fonte: OLIVEIRA, STUDART, PILEGGI, PANDOLFELLI (2000)

Os fluidos com comportamento dependente do tempo podem ser divididos em dois grupos tixotrópicos e os reopéxicos (tixotropia negativa). Basicamente, quando é aplicada uma tensão constante nos fluidos com perfil de tixotropia, a viscosidade diminui em função do tempo, enquanto que no perfil de reopexia (tixotropia negativa) a viscosidade aumenta (OLIVEIRA, STUDART, PILEGGI, PANDOLFELLI, 2000; BARBOSA, 2010).

No entanto, o conceito de tixotropia no seu sentido estrito, é válido somente para materiais inertes e não pode ser aplicado para materiais como o cimento ou concreto onde reações químicas (hidratação) modificam as propriedades no material com o tempo de maneira irreversível. Para pequenos intervalos de tempo, a aglomeração e dispersão dominam gerando efeitos de tixotropia, mas para tempos maiores, o processo de hidratação prevalece provocando evoluções irreversíveis do comportamento do fluxo. Na prática, o concreto é considerado tixotrópico se ele aglomerar muito rápido em repouso ou se tornar aparentemente cada vez mais fluido

durante um cisalhamento com duração de alguns décimos de segundos (CASTRO, LIBORIO, PANDOLFELLI, 2011).

Sempre os materiais cimentícios serão descritos como tixotrópicos. No entanto, uma forma de avaliar a força de aglomeração das partículas a partir de ensaio reológico de fluxo é a comparação da área de histerese (área da “volta tixotrópica”). Essa avaliação está baseada no fato de que devido à natureza transitória da tixotropia e à dependência da resposta reológica na história de cisalhamento. As curvas de cisalhamento não serão sobrepostas quando medidas sucessivamente em um reômetro durante as sequencias crescentes de decrescentes da taxa cisalhamento aplicada. Assim, a área entre as duas partes da curva de cisalhamento é medida e considerada como uma representação do trabalho necessário para romper algumas ligações inicialmente presentes em um volume unitário de material (STRUBLE, JI, 2001; CASTRO, LIBORIO, PANDOLFELLI, 2011).

Portanto, para materiais reativos (materiais cimentícios) o comportamento ou perfil de tixotropia é descrito como a área de histerese positiva (tixotropia) ou negativa (reopexia) tal como se observa na Figura 2.

Figura 2 – Curva de histerese para fluidos dependentes do tempo ao aplicar ciclos de aceleração e desaceleração

Fonte: STRUBLE, JI (2001)

Tal como se observa na Figura 2, para os fluidos tixotrópicos os valores de tensão de cisalhamento são maiores na aceleração, e nos fluidos reopéxicos apresentam menores valores de tensão na aceleração. Neste trabalho o comportamento reológico do material será discutido com base na alteração da área de histerese.

2.3.2 Caracterização reológica de concretos

Estudos reológicos de suspensões concentradas de partículas sólidas em um meio líquido são comumente utilizadas para avaliar as características dos materiais em diferentes indústrias inclusive no setor da construção civil. (VANCE, SANT, NEITHALATH, 2015). Uma abordagem reológica das suspensões como os materiais cimentícios, pode prover um melhor conhecimento de seu estado fresco, além de prever algum comportamento em seu estado endurecido (SANT, FERRARIS, WEISS, 2008).

Frequentemente as propriedades do concreto no estado fresco são medidas através de ensaios “monoponto” (slump test, slump flow, caixa “L”, etc.). Essa abordagem é útil, mas é possível estudar o comportamento no estado fresco com mais detalhamento, a partir da reometria (FERRARIS, OBLA, HILL, 2001).

Vários estudos apontam que o concreto no estado fresco apresenta tensão mínima para o início do fluxo. Mais precisamente, o concreto fresco apresenta um comportamento de um fluido newtoniano com tensão mínima para o início do escoamento (BANFILL, 1994; MINDESS, YOUNG, DARWIN, 2003). A maioria das equações usadas para suspensões, como o concreto, relacionam a concentração de uma suspensão com a sua viscosidade ou a tensão de cisalhamento com a taxa de cisalhamento, considerando um mesmo valor de viscosidade para todo o sistema. Existem vários modelos que relacionam a tensão de cisalhamento e a taxa de cisalhamento que são usadas para descrever o comportamento do concreto fresco como: Newton, Bingham, Herschel-Bulkley, etc. (FERRARIS, 1999).

Na literatura, encontramos que após muitas avaliações das propriedades reológicas do concreto no estado fresco, concluiu-se que o material se comporta como um fluido plástico ou binghamiano para taxas normalmente aplicadas no uso do material. Assim, esse comportamento é definido pela eq. (6).

$$\tau = \tau_0 + \mu \dot{\gamma}$$

Equação 6

Onde τ é a tensão de cisalhamento, $\dot{\gamma}$ é a taxa de cisalhamento, μ é a viscosidade plástica e τ_0 a tensão de escoamento (tensão inicial para que ocorra o fluxo).

Nos últimos anos foram desenvolvidos vários tipos de equipamentos para tentar de medir as propriedade reologias do concreto (MINDESS, YOUNG, DARWIN, 2003). Neste estudo foi utilizado um reômetro rotacional o qual permite avaliar o comportamento reológico do concreto no tempo, reportando a taxa de cisalhamento aplicada (rotação) versus tensão de cisalhamento (torque de cisalhamento).

2.3.2.1. Cálculo dos parâmetros reológicos

Conforme apresentado até o momento, pode-se concluir que para avaliar o comportamento reológico, será necessário o cálculo dos parâmetros de interesse, como a tensão de escoamento e a viscosidade. Como esses parâmetros não são possíveis de determinar de maneira direta em grande parte dos reômetros disponíveis e, entre os quais aqueles utilizados neste trabalho, adota-se o critério de parametrizar o material através de medidas indiretas que são vinculadas a cada um deles.

Por conseguinte, no ensaio de *stepped flow* (aplicação de uma taxa variável de velocidade de rotação) utilizado para avaliar o comportamento reológico a diferentes taxas de cisalhamento no reômetro rotacional, obteve-se gráficos de torque por velocidade de rotação, conseguindo um paralelismo comportamental com os parâmetros reológicos (tensão e viscosidade), cuja relação é dada segundo a eq. (7):

$$T = T_0 + V \times N \quad \text{Equação 7}$$

Onde N é a velocidade da rotação, e T é o torque que se obteve como resposta à rotação. V é o coeficiente angular da reta de tendência, e T_0 é a intercepção desta reta com o eixo das ordenadas (y). Os valores de V e T_0 são considerados diretamente proporcionais à viscosidade e à tensão de escoamento, respectivamente (PARK, NOH, PARK, 2005; BANFILL, STARRS, DERRUAU, MCCARTER, CHRISP, 2006; JAU, YANG, 2010; HU, WANG, 2011). Desse modo, para este trabalho T_0 será o (MEHTA, MONTEIRO, 2006) torque de escoamento e V a viscosidade plástica do material ensaiado.

2.4 Retração no concreto

Os fatores que afetam o mecanismo de secagem e a retração no concreto são muito bem conhecidos e tratados em vários livros (NEVILLE, BROOKS, 1987; MINDESS, YOUNG, DARWIN, 2003; MEHTA, MONTEIRO, 2006). Por conseguinte, serão apenas brevemente discutidos nesta secção.

As deformações no concreto, que normalmente levam à fissuração, ocorrem como resultado da resposta do material quando é submetido a cargas externas e ao meio ambiente. As mudanças volumétricas nas argamassas e concretos de cimento Portland devido à retração constituem um dos maiores causadores de deterioração prematura das estruturas de concreto. Devido às restrições existentes e inevitáveis, estas mudanças geram tensões de tração (σ), onde sua magnitude será determinada pelo produto de deformação causada pela retração (ε) e o módulo de elasticidade (E) do material ($\sigma = \varepsilon E$), onde módulo de elasticidade dependerá das características dos materiais e das proporções utilizadas para a elaboração do concreto. Espera-se que o concreto fissure quando a combinação do módulo de elasticidade e a deformação por retração induza um nível de tensão que exceda a resistência a tração do concreto (MEHTA, MONTEIRO, 2006). Esta predisposição à fissuração tem sido apontada como um dos maiores inconvenientes das argamassas estruturais e do concreto, por formar uma rede de microfissuras interconectadas que se constitui num caminho de fácil acesso dos agentes agressivos (PEÑA, 2004).

Tal como é conhecida, a retração no concreto pode ser causada pela perda de água devido a evaporação, pela reação química resultado da hidratação do cimento, assim como também pelo fenómeno da carbonatação. Em geral, acredita-se que a retração do concreto tem lugar na matriz da pasta de cimento e pode-se encontrar vários tipos de retração: por secagem, autógena e química. (TAM, TAM, NG, 2012).

Na sequência se apresenta com mais detalhes a retração por secagem por ser foco principal no presente estudo.

2.4.1 Retração por secagem no concreto

A retração por secagem é a diminuição do volume do concreto devido à transferência da umidade ao meio ambiente, causado por uma mudança na umidade relativa. Os mecanismos envolvidos no processo de secagem são complexos e interrelacionados. Isto deve-se principalmente à vasta gama da distribuição de tamanho de poros em misturas de concreto, que determina, em grande medida, os diferentes mecanismos de transporte durante a secagem. O transporte de umidade dentro dos poros envolve a água líquida como também vapor de água, além mecanismos como a permeabilidade devido à pressão, difusão (em várias de suas formas), adsorção/dessorção e a evaporação/condensação ocorrem ao mesmo tempo no interior da pasta de cimento (IDIART, 2009).

Dependendo da quantidade de água interna presente na estrutura porosa do material e da umidade relativa do ambiente, existirá um mecanismo que governa o fenômeno da retração por secagem. De modo geral, entre 45% e 90% de umidade relativa, a tensão capilar parece ser o mecanismo predominante (MINDESS, YOUNG, DARWIN, 2003; BEUSHAUSEN, 2005; MEHTA, MONTEIRO, 2006).

2.4.1.1. Mecanismo de tensão capilar

Segundo Mindess et al. (2003), a água dentro dos pequenos poros capilares está parcialmente sob a influência das interações de superfície geradas pelas paredes dos poros. Como resultado da perda da água nos poros capilares, aparecem tensões hidrostáticas que induzem tensões de compressão no interior da estrutura sólida. As tensões hidrostáticas aparecem quando um menisco é formado no poro capilar tal como se mostra na Figura 3.

Figura 3 – Mecanismo de tensão capilar

Fonte: Adaptado de MINDESS, YOUNG, DARWIN (2003)

Assim, a água dentro dos poros não pode ser removida por evaporação até que a umidade relativa seja reduzida a uma quantidade que dependerá do tamanho do poro (r), conforme expresso pela equação eq. (8).

$$\ln RH = K \left(\frac{2\gamma}{r} \right) \quad \text{Equação 8}$$

Onde γ é a energia superficial livre da água e K é uma constante. Só haverá a perda da água desse poro, pela criação de uma interface ar-água (menisco), o que requer energia. Como resultado das interações com as paredes do poro, o menisco adota uma superfície curva e a água está em um estado de tensão hidrostática (σ_{cap}) onde:

$$\sigma_{cap} = \frac{2\gamma}{r} \quad \text{Equação 9}$$

$$\sigma_{cap} = \frac{\ln(RH)}{K} \quad \text{Equação 10}$$

A água exerce compressão hidrostática sobre o sólido, e se pode ocorrer o rearranjo interno das partículas, alguns poros podem se tornar menores, causando diminuição do volume (retração). Existem outros mecanismos que explicam a retração por secagem como a variação da pressão de separação (*disjoining pressure*) e tensão superficial. Estes dois últimos mecanismos serão importantes para quando o concreto estiver exposto a umidades relativas menores a 45% (MINDESS, YOUNG, DARWIN, 2003).

2.4.1.2. Influência da estrutura porosa na retração por secagem

O poro é uma fase na estrutura que interfere nas características físicas, propriedades mecânicas e durabilidade. É considerado como um defeito volumétrico que ocorre principalmente na etapa de conformação do material (CALLISTER JR., SOARES, 2008). Segundo Mehta et al. (2006) a porosidade dentro do concreto pode-se dividir em:

- Poros gel ou entre camadas de C-S-H: Vazios muito pequenos dentro da estrutura do C-S-H. Representa 28% dos produtos sólidos do C-S-H. Tem uma largura entre 5 a 25 Å. Este tamanho de poro é muito pequeno e não tem um efeito adverso sobre a resistência e permeabilidade da pasta de cimento hidratado. No entanto, certas condições podem contribuir para a retração por secagem e fluência.
- Vazios capilares: Representam o espaço não preenchido pelos componentes sólidos da pasta de cimento hidratado. Estes vazios dependem da relação água/cimento. Em pastas bem hidratadas, de baixa relação a/c, os espaços vazios capilares podem variar de 10 a 50 nm, em pastas de alta relação a/c, nas primeiras idades de hidratação, os espaços vazios capilares podem ser tão grandes como de 3 a 5 µm.
- Poros de ar incorporado: Vazios de ar são geralmente esféricos. Podem ser decorrentes do ar que fica preso na pasta durante a mistura (3 µm) ou terem sido intencionalmente incorporados (50 e 200 µm).

Considerando o mecanismo responsável pela deformação do material e a quantidade de água presente na estrutura porosa, observa-se que a água perdida por secagem em poros maiores (0,01mm – 1mm) tem pouca influência na intensidade da retração. Os poros capilares e poros do gel têm o maior impacto na retração do concreto, especialmente para aqueles com tamanhos entre 2,5 nm e 50 nm. No entanto, poros com tamanhos entre 50 nm e 100 nm também têm influência sobre retração do concreto (GUO, QIAN, WANG, 2013).

2.4.1.3. Variáveis que influenciam na retração

As variáveis ou fatores que influenciam na retração podem ser separadas em dois grupos: intrínsecos à mistura (quanto a sua composição) e as condições de exposição

(MINDESS, YOUNG, DARWIN, 2003). Dentro dos fatores intrínsecos ao material encontra-se que as características e o teor das matérias primas são importantes. Os teores de agregados, água e cimento, a relação a/c e a maturidade do concreto são parâmetros que afetam diretamente a intensidade da retração. Por isso, é geralmente aceito que a retração por secagem depende do volume da pasta de cimento e do volume de agregados presente na mistura (IDIART, 2009).

A composição do cimento pode influenciar na retração da pasta e, portanto, do concreto, embora o efeito não seja grande e as relações exatas entre a composição e a retração não sejam bem compreendidas. No entanto, as correlações encontradas entre a retração e o teor de C_3A , sugerem que os sulfoaluminatos contribuem com a retração (MINDESS, YOUNG, DARWIN, 2003). Em geral, quanto maior o teor de cimento maior o potencial de retração (AL-SALEH, AL-ZAID, 2006).

A granulometria, o tamanho máximo, a forma e a textura do agregado também são fatores que influenciam na intensidade da retração por secagem. No entanto, a propriedade mais importante do agregado é o módulo de elasticidade, já que afeta a deformação elástica do concreto, a qual tem uma boa correlação com os valores da retração. Além, destes fatores, a retração por secagem sofre influência também de fatores como a continuidade da rede capilar e a densidade do material (VALCUENDE, MARCO, PARRA, SERNA, 2012).

Já as condições externas (condições de exposição) se referem à umidade relativa, temperatura e tempo de exposição do material conformado. Inclusive o tamanho e geometria do corpo de prova onde a retração por secagem é medida, tem um impacto em sua intensidade (BISSONNETTE, PIERRE, PIGEON, 1999; AL-SALEH, AL-ZAID, 2006).

2.5 Modelos de previsão da retração

Na literatura existem vários modelos desenvolvidos para a previsão da retração. Esses modelos são utilizados na fase de concepção do projeto com o objetivo de conhecer o potencial de retração do concreto e assim ter condições de limitar essa deformação, evitando a formação de fissuras o qual poderia afetar as condições de

serviço, a durabilidade e a estabilidade das estruturas. Os modelos estão divididos em dois grupos (BAŽANT, 2001):

- Modelos que descrevem o comportamento de um volume representativo de concreto mediante equações constitutivas do fenómeno e;
- Modelos que aproximam o comportamento geral médio na seção transversal de uma peça maior de concreto.

Os modelos que avaliam o fenómeno na seção transversal do elemento, são muito mais complexos na sua formulação já que se exige muito mais informação para garantir um resultado confiável. Por isso, são menos utilizados ou aplicados a condições mais exigentes e específicas. É por isto que este trabalho se optou por utilizar modelos da previsão do primeiro grupo, entre os quais destacam os seguintes: ACI 209, CEB-FIP90, B3, e GL2000 (ACI Committee 209, 2008; AL-SALEH, 2014).

Conforme será apresentado mais adiante, os modelos foram baseados principalmente considerando o uso de cimento Portland sem adições (escória de alto forno, cinzas volantes, sílica ativas e pozolanas), na elaboração do concreto. No entanto, para esta pesquisa onde se utilizou fílers na formulação dos concretos, foi um ponto de partida para conhecer como este material afetou nos resultados da previsão da retração.

Assim é de extrema importância o detalhamento de cada um dos modelos utilizados neste estudo, mostrando as equações utilizadas assim como todos os fatores importantes para o cálculo.

2.5.1 Modelo do ACI 209

Este modelo de previsão da retração é aplicável para concretos de densidade normal e leve considerando as condições padrão mostradas na Tabela 1. A equação básica que descreve a forma da curva retração-tempo é dada por uma relação hiperbólica, mostrada na eq. (11).

Tabela 1 – Condições padrão para o cálculo da previsão da retração utilizando o modelo do ACI 209

Fatores	Parâmetros	Condições padrão
Composição do concreto	Tipo de cimento	Tipo I e III
	Abatimento (<i>slump</i>)	70 mm
	Teor de ar	≤ 6%
	Agregado fino	50 %
	Teor de cimento	279 – 466 kg/m ³
Cura inicial	Tempo de cura úmida	7 dias
	Temperatura de cura úmida	23,2 ± 2 °C
	Tempo de cura ao vapor	1 – 3 dias
	Temperatura de cura ao vapor	≤ 100 °C
	Umidade relativa do ar	≥ 95 %
Condições de exposição e geometria da amostra	Temperatura do concreto	23,2 ± 2 °C
	Umidade relativa	40 %
	Relação volume-área (V/A)	38 mm
	Espessura mínima	150 mm

Fonte: Adaptado de ACI Committee 209 (2008)

$$\varepsilon_{sh}(t, t_c) = \frac{(t-t_c)^\alpha}{f+(t-t_c)^\alpha} \cdot \varepsilon_{shu} \quad \text{Equação 11}$$

Onde ε_{sh} é a deformação por retração à idade do concreto t (dias), medido desde o início da secagem a t_c (dias). Os termos f (dias) e α são considerados constantes para uma determinada forma e tamanho da peça; ε_{shu} é o valor da deformação última por retração. Para condições padrão, pode-se utilizar o valor de 780×10^{-6} mm/mm como valor da retração última (ε_{shu}). O valor de α pode ser considerado igual a 1 quando no cálculo da variável f é incluído a relação volume:área (V/A) da amostra, tal como observa na eq. (12).

$$f = 26,0e^{(1,42 \times 10^{-2}(V/A))} \quad \text{Equação 12}$$

Para condições diferentes das condições padrão, o valor da retração última utilizada na eq. (9) precisa ser modificada utilizando fatores de correção. O modelo sugere a utilização de 7 fatores, tal como se apresenta na eq. (13) e eq. (14).

$$\varepsilon_{shu} = 780\gamma_{sh} \times 10^{-6} \quad \text{Equação 13}$$

$$\gamma_{sh} = \gamma_{sh,tc} \gamma_{sh,RH} \gamma_{sh,VA} \gamma_{sh,s} \gamma_{sh,\varphi} \gamma_{sh,c} \gamma_{sh,\alpha} \quad \text{Equação 14}$$

Onde γ_{sh} representa o produto acumulativo dos fatores de correção. Na Tabela 2 apresenta-se com detalhe os fatores de correção utilizados por este modelo.

Tabela 2 – Fatores de correção utilizados para o cálculo da previsão da retração para o modelo do ACI 209

Fator	Tipo de correção	Cálculo
$\gamma_{sh,tc}$	Por tempo de cura úmida inicial	$\gamma_{sh,tc} = 1,0202 - 0,2337 \log t_c$ t_c : tempo de cura úmida inicial
$\gamma_{sh,RH}$	Umidade relativa do ar após cura úmida	$\gamma_{sh,RH} = 1,40 - 1,02h$ Para $0,40 \leq h \leq 0,80$ $\gamma_{sh,RH} = 3,00 - 3,0h$ Para $0,40 \leq h \leq 0,1$
$\gamma_{sh,VA}$	Tamanho e forma da amostra. Relação V/S	$\gamma_{sh,VS} = 1,2e^{(-0,00472(V/A))}$ V: Volume do espécimen em mm ³ A: Área da superfície em mm ²
$\gamma_{sh,s}$	Por valor do abatimento (slump)	$\gamma_{sh,s} = 0,89 + 0,00161s$ s: valor do abatimento em mm
$\gamma_{sh,\varphi}$	Porcentagem de agregado fino	$\gamma_{sh,\varphi} = 0,30 + 0,0142\varphi$ Para $\varphi \leq 50\%$ $\gamma_{sh,\varphi} = 0,90 + 0,002\varphi$ Para $\varphi > 50\%$ φ : Relação entre o teor de agregado fino e total de agregados expressado em porcentagem
$\gamma_{sh,c}$	Teor de cimento	$\gamma_{sh,c} = 0,00061c$ c: Teor de cimento em kg/m ³
$\gamma_{sh,\alpha}$	Conteúdo de ar	$\gamma_{sh,\alpha} = 0,95 + 0,008\alpha \geq 1$ α : Teor de ar em porcentagem

Fonte: Adaptado de ACI Committee 209 (2008)

2.5.2 Modelo B3 (Bažant-Baweja)

Este modelo de previsão da retração foi desenvolvido por Bažant-Baweja (1995); calibrado para concretos elaborados com cimento Portland (sem adições) e considerando os parâmetros que se mostram na Tabela 3.

Tabela 3 – Parâmetros considerados na formulação do modelo B3

Parâmetros	Varição do parâmetro
Resistencia à compressão (28 dias), f'_{cm}	$17 \text{ MPa} \leq f'_{cm} \leq 70 \text{ MPa}$
Relação água/cimento, a/c	$0,35 \leq a/c \leq 0,85$
Relação agregado/cimento, ag/c	$2,5 \leq ag/c \leq 13,5$
Teor de cimento, c	$160 \text{ kg/m}^3 \leq c \leq 720 \text{ kg/m}^3$

Fonte: Adaptado de ACI Committee 209 (2008)

As formulas apresentadas neste modelo são válidas para concretos com cura de pelo menos 1 dia. Além disso, são requeridos os seguintes parâmetros para o cálculo da previsão da retração:

- Idade do concreto quando inicia a cura seca (dias)
- Teor de agregado no concreto (kg/m^3)
- Teor de água no concreto (kg/m^3)
- Tipo de cimento
- Resistencia à compressão aos 28 dias (MPa)
- Módulo de elasticidade do concreto aos 28 dias (MPa)
- Condição de cura inicial
- Umidade relativa na cura seca (expressada em decimais)
- Forma e relação volume:área da superfície (mm) da amostra

A deformação por retração $\varepsilon_{sh}(t, t_c)$ é calculada segundo a eq. (15), à idade do concreto t (dias) e medida desde o início do secado t_c (dias).

$$\varepsilon_{sh}(t, t_c) = -\varepsilon_{sh\infty} k_h S(t - t_c) \quad \text{Equação 15}$$

Onde $\varepsilon_{sh\infty}$ é a deformação última por retração, k_h é um fator que depende da umidade e $S(t-t_c)$ é a curva de tempo. As demais equações utilizadas pelo modelo para o cálculo completo da retração são apresentadas a seguir:

$$\varepsilon_{sh\infty} = -\varepsilon_{s\infty} \frac{E_{cm607}}{E_{cm(t_c+\tau_{sh})}} \quad \text{Equação 16}$$

$$\varepsilon_{\infty} = -\alpha_1 \alpha_2 (0,019 w^{2,1} f_{cm}^{-0,28} + 270) \times 10^{-6} \quad \text{Equação 17}$$

$$E_{cmt} = E_{cm28} \left(\frac{t}{4+0,85t} \right) \quad \text{Equação 18}$$

$$S(t, t_c) = \tanh \sqrt{\frac{(t-t_c)}{\tau_{sh}}} \quad \text{Equação 19}$$

$$\tau_{sh} = 0,085 t_c^{-0,08} f_{cm28}^{-0,25} (2k_s(V/A))^2 \quad \text{Equação 20}$$

Onde $\varepsilon_{s\infty}$ é uma constante calculada da eq. (17) e o fator $E_{cm607}/E_{cm(t_c+\tau_{sh})}$ é um fator que leva em consideração a dependência do tempo da retração última calculado com a eq. (18). α_1 e α_2 são fatores que dependem da classe do cimento e da condição de cura inicial respectivamente. O fator w é o teor de água na mistura em kg/m^3 , f_{cm} o valor da resistência a compressão aos 28 dias. Na eq. (19), τ_{sh} é o valor da idade que se precisa para que a retração alcance a metade de sua retração final. Por último, na eq. (20), k_s é o fator de forma da secção, e V/A é a relação volume:área da superfície. Na Tabela 4 se apresentam os fatores utilizados no cálculo de previsão da retração do modelo B3.

Tabela 4 – Fatores considerados na formulação do modelo B3

Fator	Tipo de correção	Cálculo	
k_h	Umidade relativa do ar	$k_h = 1 - h^3$	$h \leq 0,98$
		$k_h = -0,2$	$h = 1,00$
		$k_h = 12,74 - 12,94h$	$0,98 < h < 1,00$
		h : Umidade relativa em decimais	
α_1	Tipo de cimento	$\alpha_1 = 1,00$	para Tipo I
		$\alpha_1 = 0,85$	para Tipo II
		$\alpha_1 = 1,10$	para Tipo III
α_2	Condição de cura inicial	$\alpha_2 = 0,75$	Cura al vapor
		$\alpha_2 = 1,00$	Cura em água ou U.R de 100%
		$\alpha_2 = 1,20$	Cura com selado inicial
k_s	Fator de forma da secção	$k_s = \left\{ \begin{array}{l} 1,00 \text{ para laje infinito} \\ 1,15 \text{ para cilindro infinito} \\ 1,25 \text{ para prisma infinito} \\ 1,30 \text{ esfera} \\ 1,55 \text{ cubo} \end{array} \right\}$	
Se não precisar de muita precisão k_s pode considerar-se 1 para simplificar o análise.			

Fonte: Adaptado de ACI Committee 209 (2008)

2.5.3 Modelo CEB-FIB90

Este modelo de previsão da retração é válido para concreto estrutural convencional para resistências à compressão (28 dias) entre 12MPa e 80 MPa. Além para as condições de secagem é restrito para valores de umidade relativa do ar entre 40% e 100% e para uma temperatura entre 5°C e 30°C (GOEL, KUMAR, PAUL, 2007; ACI Committee 209, 2008; AL-SALEH, 2014). Os parâmetros requeridos para o cálculo da previsão da retração utilizando este modelo são os seguintes:

- Idade do concreto quando inicia a cura seca (dias)
- Resistência à compressão aos 28 dias (MPa)
- Umidade relativa (decimais)
- Relação V/A ou a espessura efetiva da amostra (mm)
- Tipo de cimento

Segundo este modelo, a deformação total por retração do concreto $\varepsilon_{sh}(t, t_c)$, é calculada utilizando a eq. (21).

$$\varepsilon_{sh}(t, t_c) = \varepsilon_{cso} \beta_s(t - t_c) \quad \text{Equação 21}$$

Onde ε_{cso} é o coeficiente básico de retração, $\beta_s(t - t_c)$ é o coeficiente que descreve a evolução da retração no tempo, t a idade do concreto (dias) e t_c a idade do concreto ao início da secagem. O coeficiente básico de retração é dado pela eq. (22).

$$\varepsilon_{cso} = (160 + 10\beta_{sc}(9 - 0,1f_{cm})) \times 10^{-6} \beta_{RH} \quad \text{Equação 22}$$

Onde f_{cm} é a resistência à compressão do espécimen a 28 dias (MPa), β_{sc} é o coeficiente que depende do tipo de cimento e β_{RH} é o coeficiente que leva em conta a umidade relativa do ar. Os valores dos coeficientes β_{sc} e β_{RH} são apresentados na Tabela 5.

Tabela 5 – Coeficientes considerados na formulação do modelo CEB-FIB90

Coeficiente	Tipo de correção	Cálculo	
β_{sc}	Por tipo de cimento	$\beta_{sc} = 4$	Para cimento de endurecimento lento
		$\beta_{sc} = 5$	Para cimento de endurecimento normal
		$\beta_{sc} = 8$	Para cimento de alta resistência inicial
β_{RH}	Umidade relativa do ar	$\beta_{RH} = -1,55 \left(1 - \frac{RH}{100}\right)^4$	Para $40\% \leq RH \leq 99\%$
		$\beta_{RH} = 0,25$	Para $RH \geq 99\%$

Fonte: Adaptado de ACI Committee 209 (2008)

A parte da eq. (21) que descreve o desenvolvimento da retração no tempo $\beta_s(t - t_c)$ está dada pela eq. (23).

$$\beta_s(t - t_c) = \sqrt{\left(\frac{(t - t_c)}{350 \left(\frac{2A_c}{100\mu} \right)^2 + (t - t_c)} \right)} \quad \text{Equação 23}$$

Onde A_c é a área (mm²) e μ é o perímetro (mm) da seção transversal do elemento respetivamente.

2.5.4 Modelo GL2000

Este modelo desenvolvido por Garner e Lockman (2001) pode ser aplicado para concretos com resistência à compressão menor de 82 MPa e com relações a/c ente 0,40 e 0,60. Foi desenvolvido como método prático para o cálculo da retração das estruturas em fase de projeto. Este modelo precisa de poucas variáveis para seu cálculo o que faz fácil e usar (AGRANATI LANDSBERGER, 2008). As variáveis requeridas para o cálculo são as seguintes:

- Idade do concreto quando inicia a cura seca (dias), usualmente após o período de cura úmida
- Resistência à compressão aos 28 dias (MPa)
- Tipo de cimento
- Umidade relativa expressada em decimais
- Relação V/A da seção do elemento (mm)

O modelo GL2000 utiliza a eq. (24) para o cálculo da deformação por retração $\varepsilon_{sh}(t, t_c)$.

$$\varepsilon_{sh}(t, t_c) = \varepsilon_{shu} \beta(h) \beta(t - t_c) \quad \text{Equação 24}$$

Onde ε_{shu} é a deformação última por retração e depende das características do concreto como a resistência à compressão e o tipo de cimento. $\beta(h)$ é a correção que leva em consideração a umidade relativa no secado do concreto e $\beta(t-t_c)$ descreve a evolução da retração no tempo. A retração última (ε_{shu}) é dada pela eq. (25).

$$\varepsilon_{shu} = 900k \left(\frac{30}{f_{cm28}} \right)^{0,5} \times 10^{-6} \quad \text{Equação 25}$$

Onde f_{cm28} é a resistência a compressão aos 28 dias (MPa) e k é uma constante que dependo do tipo de cimento utilizado na elaboração do concreto tal como se apresenta na Tabela 6.

Tabela 6 – Constante k em função do tipo de cimento

Coeficiente	Tipo de correção	Cálculo	
k	Por tipo de cimento	$k = 1,00$	Para cimento Tipo I
		$k = 0,75$	Para cimento Tipo II
		$k = 1,15$	Para cimento Tipo III

Fonte: Adaptado de ACI Committee 209 (2008)

O fator que leva em consideração a umidade relativa $\beta(h)$ é dado pela eq. (26).

$$\beta(h) = (1 - 1,18h^4) \quad \text{Equação 26}$$

Onde h é a umidade relativa em decimais. Note-se que este modelo indica que para uma umidade relativa de 0.96 não ocorre retração. A função que descreve a evolução da retração do tempo é apresentada na eq. (27).

$$\beta(t - t_c) = \left(\frac{(t - t_c)}{(t - t_c) + 0,15(V/A)^2} \right)^{0.5} \quad \text{Equação 27}$$

Onde t e t_c é a idade do concreto e a idade do concreto quando se inicia a secagem respectivamente (dias). V/A é a relação entre o volume e a área superficial do elemento dada em mm.

2.6 Módulo de elasticidade do concreto

As relações entre a tensão e a deformação do material são geralmente expressas em termos de módulo de elasticidade (E) e tenacidade. Como muitos dos materiais de engenharia observa-se duas partes bem definidas na curva tensão-deformação quando o material é submetido a incrementos de carga. Inicialmente quando a deformação é proporcional à carga aplicada e essa deformação se recupera (reversível) quando se descarrega o material, isto é conhecido como comportamento elástico (deformação elástica). O módulo de elasticidade se define como a relação entre a tensão e a deformação elástica ou reversível que o material apresenta dentro do limite linear (CALLISTER JR., SOARES, 2008).

Em materiais homogêneos e cristalinos, como é o caso dos metais, o E é uma parametrização da rigidez proporcionada pelas forças das ligações inter-atômicas que não são afetadas por mudanças na microestrutura do material (CALLISTER JR., SOARES, 2008). No entanto, em materiais heterogêneos como o concreto, que tem um comportamento inelástico não linear, o E deve aplicar-se com precaução, desde que não representa um único valor (valor singular) no regime elástico (MINDESS, YOUNG, DARWIN, 2003). Apesar disso, o E do concreto é um importante parâmetro mecânico que indica a habilidade do concreto em se deformar elasticamente (TIA, LIU, BROWN, 2005/04). Segundo Metha et al. (2006), o valor de E do concreto em compressão varia entre 14×10^{-3} MPa. e 40×10^{-3} MPa.

Deve-se ter em conta que as deformações também podem ocorrer como resultado das variações na umidade e temperatura do ambiente, sem aplicação de cargas no concreto. Por exemplo, quando o concreto endurecido é submetido a condições de secagem (após do curado inicial úmido) gerando a perda da água interna, se produz o fenômeno da retração por secagem o qual induz à redução (deformação) do volume do material. Em concretos massivos onde se alcançam altas temperaturas em seu interior pela dissipação do calor, também se induz a deformações pelo fenômeno causado pela retração por temperatura.

Estas deformações por retração do concreto podem ser nocivas, porque quando restringidas, geram tensões de tração. Como a resistência à tração do concreto é baixa, usualmente as estruturas apresentam fissuras devido às deformações restringidas por variações de temperatura e umidade, o que é uma das principais desvantagens deste material. Portanto, quando no concreto ocorrem essas deformações restringidas por retração, o resultado é a geração de tensões de tração com uma magnitude que é calculada segundo a eq. (28).

$$\sigma = E \cdot \varepsilon$$

Equação 28

Onde ε é a deformação específica, E o módulo de elasticidade e σ a tensão por tração gerada no concreto.

2.6.1 Fatores que afetam o módulo de elasticidade do concreto

O E do concreto depende das características dos materiais presentes na mistura assim como de suas proporções, além das características da zona de transição interfacial pasta-agregado no concreto (MEHTA, MONTEIRO, 2006). O E está relacionado com a resistência à compressão e densidade do concreto, onde o principal fator que controla esses parâmetros é a porosidade, a qual depende da relação a/c. O E diminui quando a relação a/c aumenta, isto é, com o aumento da porosidade (MINDESS, YOUNG, DARWIN, 2003). A porosidade da pasta de cimento, além de estar influenciada pela relação a/c, outros fatores como o teor de ar, adições minerais presente na mistura e o grau de hidratação influenciam no valor do E.

Outros parâmetros que têm efeito no E é são o teor e as características dos agregados presentes no concreto. A umidade presente nos agregados também influencia no valor do E. Em geral, um alto teor de agregado grosso com um alto valor de E, pode aumentar o E do concreto. Outras características do agregado que também podem afetar no E do concreto são a forma, tamanho, textura da superfície, granulometria e a composição mineralógica, em função das alterações na forma de curva tensão-deformação devido que têm impacto na microestrutura da zona de transição interfacial.

2.6.2 Módulo de elasticidade dinâmico do concreto

O módulo de elasticidade pode-se calcular encontrando a curva tensão e deformação do material. Esse valor do modulo de elasticidade se conhece como módulo de elasticidade estático, existindo três maneiras mais comumente utilizadas: módulo tangente inicial, módulo tangente a 50% e módulo secante.

Além dessas formas para calcular o módulo de elasticidade, também pode-se conhecer seu valor mediante métodos dinâmicos (métodos não destrutivos). Neste método, o corpo de prova é submetido a uma vibração ou oscilação, onde as ondas podem ser vibratórias (frequência natural de vibração) ou ultrassônicas (velocidade de propagação de ondas de ultrassom) (MONTE, SILVA, FIGUEIREDO, 2007). A técnica que usa a velocidade da onda ultrassônica para o cálculo do modulo de elasticidade é mais utilizada para materiais como os metais e concretos na construção

civil. Segundo a norma britânica BS 1881 parte 203 (1986) a velocidade de propagação das ondas sonoras pode ser relacionada com o módulo de elasticidade do material através da eq. (29).

$$E = v^2 \times \rho \times \frac{(1+\mu) \times (1-2\mu)}{1-\mu} \quad \text{Equação 29}$$

Onde E é módulo de elasticidade dinâmico em MPa, v é a velocidade de propagação de onda ultrassônica em km/s, ρ é a densidade de massa aparente em kg/m³ e μ é o coeficiente de Poisson (para este trabalho foi utilizado o valor de 0,2). Por último, deve-se levar em conta que valor do módulo de elasticidade dinâmico correspondente a uma deformação instantânea muito pequena, é dada aproximadamente pelo módulo de elasticidade tangente inicial. Geralmente é 20, 30 e 40% maior do que o módulo de elasticidade estático para concretos de alta, média e baixa resistência, respectivamente (MEHTA, MONTEIRO, 2006).

3 PROGRAMA EXPERIMENTAL

Neste capítulo são apresentados os métodos de ensaios, a caracterização das matérias primas e as formulações dos microconcretos utilizados durante a execução da parte experimental da pesquisa, realizada nos laboratórios do Centro de Pesquisas e Desenvolvimento em Construção Civil na Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. A maior parte do conteúdo deste programa experimental foi base para a produção de um artigo publicado em periódico indexado (VARHEN, DILONARDO, ROMANO, PILEGGI, FIGUEIREDO, 2016).

Três microconcretos foram produzidos para este estudo experimental utilizando diferentes teores de fílers calcários como substituição do cimento em massa de modo a permitir a avaliação da influência desta adição nas propriedades do material no estado fresco e endurecido. Foram utilizados dois fílers com diferentes distribuições granulométricas. Os volumes de água e de agregados foram mantidos constantes para todas as misturas.

As misturas foram produzidas com diferentes níveis de substituição do cimento de modo a gerar proporções em massa de 5%, 10% e 20% de cimento em relação aos materiais sólidos totais. Estas proporções de cimento corresponderam a teores em volume de fíler calcário de 80%, 60% e 20% em relação aos finos totais (cimento mais fíler calcário). Foi mantido constante o teor em volume de finos totais e água de modo a se obter similar volume de pasta para todas as misturas analisadas.

Inicialmente, no estado fresco, determinou-se as propriedades reológicas e as características físicas dos microconcretos produzidos. Já no estado endurecido, a evolução da retração por secagem livre no tempo foi medida sob condições controladas de temperatura e umidade. Para melhor entendimento da dinâmica da retração, avaliou-se também a perda de massa ao longo do tempo, o que corresponde, fundamentalmente, à perda de água capilar das misturas.

Adicionalmente, a resistência à compressão e flexão, módulo de elasticidade (método dinâmico por ultrassom) e a porosidade do material foram determinados para caracterizar melhor o material e obter uma melhor avaliação do seu comportamento.

O estudo experimental foi desenvolvido em duas séries exatamente idênticas, mas executadas em períodos diferentes para verificar a repetibilidade dos resultados e garantir maior confiabilidade das análises. A seguir, o plano experimental é mais bem detalhado.

3.1 Métodos de ensaios

Os métodos de ensaios se dividem em três itens. Primeiro se apresentam os ensaios utilizados para a caracterização das matérias primas. Em seguida, os ensaios usados para avaliar o concreto em estado fresco. Por último, mostra-se os métodos utilizados para o estudo do concreto em estado endurecido.

3.1.1 Caracterização das matérias-primas

Com exceção da análise química, todos os equipamentos utilizados para a caracterização das matérias primas encontram-se no Laboratório de Microestrutura e Ecoeficiência na Universidade de São Paulo.

3.1.1.1. *Análise química*

Para a determinação da composição química em óxidos do cimento utilizado no presente trabalho, realizou-se a análise química por via úmida segundo as normas vigentes da ABNT. O ensaio foi realizado no LMCC - Laboratório de Materiais de Construção Civil, no Instituto de Pesquisas Tecnológicas (IPT).

Para determinar a composição química dos fílers foi utilizado um espectrômetro por fluorescência de Raios X sequencial Axios Advanced, marca PANalytical, disponível no Laboratório de Caracterização Tecnológica da Escola Politécnica da USP (LCT-USP).

3.1.1.2. *Distribuição granulométrica*

A distribuição de tamanho das partículas mais finas foi determinada em um granulômetro a laser, Helos-Sympatec, com faixa de detecção de 0,1 a 355 micra mostrado na Figura 4, enquanto para as areias foi determinada em um equipamento QicPic-Sympatec, com faixa de detecção de 1 a 4000 micra, por meio de análise dinâmica de imagens mostrado na Figura 5.

Figura 4 - Granulômetro a laser Helos, Sympatec

Fonte: Elaboração própria

Figura 5 – Granulômetro por método de análise dinâmica de imagem QicPic

Fonte: Elaboração própria

3.1.1.3. Área superficial específica (ASE)

A medida, baseada na adsorção física e dessorção de gás na superfície da amostra sólida, foi realizada a partir do método de BET (Brunauer, Emmett e Teller), em um equipamento Belsorp Maxcom pré-tratamento das amostras em temperatura de 60 °C e pressão de 10^{-2} psi por 24 h em um equipamento Belprep-Vac II mostrado na Figura 6.

Figura 6 – Equipamentos utilizados para a medida da área superficial

Fonte: Elaboração própria

3.1.1.4. Densidade real

Determinada a partir da técnica de picnometria de gás He, em equipamento Multipicnômetro, da marca Quantachrome MVP 5DC, a partir de uma média de 5 leituras. O equipamento utilizado mostra-se na Figura 7.

Figura 7 – Picnômetro a gás hélio utilizado para determinação da densidade real

Fonte: Elaboração própria

Com este ensaio se pode determinar o volume verdadeiro de um sólido, mesmo que poroso, por a variação da pressão de gás numa câmara de volume conhecido (WEBB, ORR, 1997). Usualmente utiliza-se gás hélio porque este gás pode penetrar facilmente

nos poros da amostra devido ao tamanho pequeno dos seus átomos. O picnômetro de gás hélio utilizado neste estudo consta de duas câmaras de volumes conhecidos (por calibração prévia). A câmara onde se coloca a amostra e a câmara de expansão, ligadas por uma válvula (válvula de expansão).

Coloca-se uma amostra com massa conhecida na câmara, a qual inicialmente não tem comunicação com a câmara de referência. Após é pressurizada a câmara de referência com gás hélio até atingir uma pressão P_1 . Na sequência, a válvula de expansão é aberta e o gás é transferido para a câmara onde foi colocada a amostra e como consequência ocorre um abaixamento na pressão para P_2 . Com isto, pode-se calcular o volume do sólido a partir da eq. (28) considerando um comportamento ideal do hélio.

$$P_1(V_a - V_s) = P_2(V_a - V_s - V_e) \quad \text{Equação 30}$$

Onde V_a é o volume da câmara da amostra, V_s o volume do sólido e V_e é o volume da câmara de expansão. Calculado o volume do sólido pela eq. (27) e conhecida a massa da amostra pode-se calcular a densidade real obtida da relação massa/volume.

3.1.2 Estado fresco

3.1.2.1. Mistura e reometria rotacional

Todas as misturas dos microconcretos foram realizadas no reômetro planetário, Pheso-Sciranda, do Laboratório de Microestrutura e Ecoeficiência na Universidade de São Paulo (Figura 8). Após a pesagem dos materiais realizou-se uma pré-homogeneização dos pós secos antes da colocação na cuba do equipamento.

A partir de experiências anteriores, a análise mostrou que o elemento de mistura (raquete) deveria ser colocado a 2 mm a partir da parte inferior do recipiente antes da inserção do material, a fim de impedir que este elemento se bloqueie e possa gerar problemas durante o teste. Com este procedimento, uma boa mistura de todos os materiais, mesmo com partículas maiores do que 2 mm é garantida. Após o posicionamento da raquete, iniciou-se a programação do ensaio, mantendo-se a velocidade de rotação constante em 45 rpm para a adição do pó.

Figura 8 - Equipamento utilizado para a mistura – reômetro

Fonte: VARHEN, DILONARDO, ROMANO, PILEGGI, FIGUEIREDO (2016)

Procedeu-se à mistura do material por 360 segundos a 45 rpm. Na sequência, a agitação foi interrompida por 120 segundos para limpeza da lateral da cuba. Em seguida, iniciou-se a agitação com a velocidade de rotação fixada em 90 rpm e adicionou-se a água (com o aditivo superplastificante) a uma taxa de 100g/s. A mistura foi observada durante 300s para avaliar o comportamento dos microconcretos nesta condição. Após esta etapa, foi realizado um ensaio de *stepped flow* com a variação da velocidade de rotação de 20 a 180 rpm e diminuindo para 20 rpm (Figura 9) com o objetivo de avaliar os parâmetros reológicos de interesse. Em cada patamar a rotação foi mantida por seis segundos e o torque equivalente foi estimado no ponto central.

Figura 9 - Programação utilizada para o ciclo de cisalhamento

Fonte: Adaptado de VARHEN, DILONARDO, ROMANO, PILEGGI, FIGUEIREDO (2016)

3.1.2.2. Densidade, ar incorporado e abatimento.

Após a realização do ensaio de *stepped flow*, foi determinado o abatimento de tronco de cone (slump) para cada traço de acordo com a norma técnica NBR NM 67 (ABNT, 1998). A densidade e o teor de ar incorporado nas misturas foram determinados a partir do método gravimétrico, seguindo a norma técnica NBR 13278 (ABNT, 2005), com base no teor de água utilizado na mistura e na densidade real dos materiais sólidos utilizados, obtidas por picnometria de gás He.

3.1.3 Estado endurecido

3.1.3.1. Retração por secagem

Foram moldados para cada traço, três corpos de prova prismáticos (25x25x285 mm) adensados por vibração, para a medição da retração por secagem de acordo com a norma técnica ASTM C490, tal como se observa na Figura 10.

Figura 10 – (a) Moldes prismáticos e (b) Corpos de prova elaborados para segundo a norma ASTM C490

Fonte: Elaboração própria

Após 24 horas foi realizada a desmoldagem dos corpos de prova sendo os mesmos submetidos em seguida à cura úmida ($T=24^{\circ}\text{C}$, U.R.=100%) por período de cinco dias. Em seguida, os corpos de prova foram introduzidos em câmara de ambiente controlado ($T=24^{\circ}\text{C}$, U.R.=50%) onde permaneceram por todo o período de controle de variação dimensional. Para todas as leituras de deformação por retração segundo o método ASTM C490 (ASTM C01 Committee, 2011) houve também a mensuração

da perda de massa em balança eletrônica de precisão (Marca Ohaus, modelo ARA520) com precisão de 0,01g.

3.1.3.2. Resistência à compressão e à flexão

Simultaneamente à moldagem dos prismas para retração, foram moldados três corpos de prova cilíndricos (5x10 cm) e três corpos de prova prismáticos (4x4x16cm) para cada traço com o objetivo de avaliar a resistência à compressão e flexão dos microconcretos respectivamente. Todos os corpos de prova foram adensados em duas camadas utilizando uma mesa vibratória, sendo desmoldados após 24 h. Após a desmoldagem, os corpos de prova foram acondicionados em câmara úmida ($T=24^{\circ}\text{C}$, U.R.=100%), até a idade do ensaio. A ruptura dos corpos de prova para determinar a evolução da resistência à compressão foi realizada aos 7, 21, 28 e 90 dias de idade. Já para a determinação da resistência a flexão o ensaio foi realizado aos 7, 28 e 90 dias de idade. Os ensaios foram realizados em uma prensa hidráulica Shimadzu, modelo UH-200A, com célula de carga de 20 toneladas, e numa prensa hidráulica fabricada pela Emic-modelo DL10000 com célula de carga de 10 toneladas. Os ensaios foram realizados seguindo as normas técnicas NBR 5739 (ABNT, 2007) e NBR 12142 (ABNT, 2010) para a determinação da resistência a compressão e flexão respectivamente como observa-se na Figura 11.

Figura 11 – Ensaios com prensa hidráulica EMIC. (a) Determinação da resistência à compressão segundo a norma NBR 5739. (b) Determinação da resistência à flexão segundo a norma NBR 12142.

Fonte: Elaboração própria

3.1.3.3. Módulo de elasticidade dinâmico (Ultrassom)

Foram moldados três corpos de prova (4x4x16 cm) para cada tipo de microconcreto da segunda série, em os quais se avaliou a evolução do módulo de elasticidade no tempo. Para a determinação do módulo de elasticidade, foi necessário conhecer o tempo de transmissão do pulso ultrassônico, o qual foi determinado através do equipamento de ultrassom PUNDIT (Figura 12).

Figura 12 – Equipamento de ultrassom PUNDIT utilizado para a determinação do módulo de elasticidade dinâmico

Fonte: Elaboração própria

Inicialmente o equipamento foi calibrado usando uma barra padrão na qual a onda tem um tempo predeterminado para atravessar. Na sequência, os transdutores foram colocados nas faces mais distanciadas dos corpos de prova (16 cm de separação), previa colocação de uma fina camada de fluido de contato (vaselina em pasta) para melhorar o contato entre as superfícies e os transdutores. Em seguida, se fez a leitura do tempo de transmissão da onda que aparece no painel digital do equipamento. Para o cálculo do módulo de elasticidade foi determinada a velocidade da onda, considerando a distância de separação dos transdutores e utilizou-se o método de cálculo utilizado no trabalho de Montes et al. (2007).

3.1.3.4. Distribuição e tamanho dos poros

A distribuição e tamanho dos poros dos microconcretos endurecidos foi determinada em porosímetro de mercúrio Micromeritics, AutoPore III, modelo 9410, com faixa de detecção entre 0,006 a 360 μm , e faixa de variação de pressão de 0 a 408,1 MPa e resolução de intrusão < 0,1 $\mu\text{l/g}$ o qual se apresenta na Figura 13.

Figura 13 – Porosímetro de mercúrio Micromeritis Autopore III, modelo 9410.

Fonte: Elaboração própria

Esse ensaio foi realizado após avaliação da primeira série de resultados que indicava a forte possibilidade de influência da microestrutura no comportamento dos microconcretos. Portanto, apenas as misturas correspondentes à segunda série de testes foram efetivamente avaliadas por este ensaio. Entretanto, é necessário salientar que se deve ter cuidado com o uso da técnica de Porosimetria de Intrusão de Mercúrio porque o método frequentemente subestima o diâmetro real dos poros em sistemas onde há presença de vazios não conectados, e a preparação da amostra pode afetar a quantificação da distribuição de poros (SELLEVOLD, 1974).

3.2 Modelos de previsão da retração

Os resultados experimentais da retração dos traços avaliados da segunda série foram comparados com a retração calculada utilizando modelos de previsão disponíveis na literatura, a fim de verificar se estes são capazes de prever a retração dos microconcretos avaliados ou se há a necessidade de ajustes, sobretudo para os traços com maior nível de substituição de cimento por fílers.

Os modelos utilizados para esta comparação foram o ACI 209, CEB-FIP90, B3, e GL2000 (ACI Committee 209, 2008; AL-SALEH, 2014), mostrados com detalhe no item 2.5. Note-se que os parâmetros de entrada dos modelos de previsão são de dois tipos: extrínsecos e intrínsecos. As condições externas que determinam os

parâmetros de entrada de tipo extrínseco foram controladas e iguais para todos os traços, os quais em todos os modelos de previsão são considerados nos cálculos da retração. No entanto, nota-se que os modelos de previsão não consideram os mesmos parâmetros intrínsecos para calcular a retração.

O modelo do ACI 209 considera características da composição como tais como o valor de abatimento, porcentagem de agregado fino, consumo de cimento e porcentagem de ar da mistura. Já para os demais modelos de previsão (B3, CEB-FIB90 e GL2000) utilizados neste estudo, o parâmetro intrínseco mais relevante no cálculo da retração é a resistência característica à compressão do concreto aos 28 dias. Assim, determinou-se os parâmetros de entrada para cada modelo, considerando as variáveis e fatores de correção para cada traço avaliado. Os fatores de correção e valores de retração obtidos para cada um dos modelos de previsão da retração são discutidos no item 4.2.5.

3.3 Materiais e composições avaliadas

3.3.1 Materiais utilizados

Os microconcretos foram formulados com cimento CPV (alta resistência inicial segundo os padrões brasileiros) e dois tipos de fílers calcários, cujas composições químicas se encontram apresentadas na Tabela 7. Pode-se observar que o cimento utilizado apresenta um alto valor de perda ao fogo (PF) o que indica que possuem fíler calcário na composição. Segundo a classificação feita no trabalho de Pettijohn et al. (1987), os fílers utilizados neste estudo são de origem calcário dolomítico (MgO entre 2,1% e 10,8%).

Tabela 7 - Composição química do cimento

Material	Análise química (%)								
	SiO ₂	CaO	Al ₂ O ₃	MgO	Fe ₂ O ₃	Na ₂ O	K ₂ O	SO ₃	PF*
Cimento (CPV)	19,74	61,74	4,83	1,53	2,86	0,43	0,9	2,7	4,42
Fíler 1	2,21	51,4	0,05	6,17	0,04	-	0,01	0,01	40,05
Fíler 2	3,68	60,7	0,1	5,76	0,04	-	0,02	0,02	29,59

PF*: Perda ao fogo

Fonte: Elaboração própria

A caracterização física do cimento é apresentada na Tabela 8 em conjunto com a caracterização dos dois fílers calcários e das três areias utilizadas no estudo. Um aditivo superplastificante (SP) à base de policarboxilato de sódio (Melflux 2651, Basf) foi utilizado com um teor constante para todas as misturas. O uso desse tipo de aditivo no experimento se justifica pelo frequente emprego desse material nas aplicações práticas de microconcretos para revestimentos.

Tabela 8 - Propriedades físicas dos materiais

Propriedade	Cimento	Fíler 1	Fíler 2	Areias		
				Fina	Média	Grossa
Densidade real (g/cm³)	2,96	2,82	2,78	2,85	3,02	2,72
Área superficial específica (m²/g)	1,15	3,52	1,38	0,28	0,43	0,15

Fonte: Adaptado de VARHEN, DILONARDO, ROMANO, PILEGGI, FIGUEIREDO (2016)

Na Figura 14 mostram-se as distribuições de tamanho das partículas dos materiais. Note-se que o Fíler 2 tem uma distribuição granulométrica similar à obtida para o cimento. Já para o Fíler 1 observou-se uma granulometria mais fina que o cimento, o que possibilita otimizar o grau empacotamento dos microconcretos formulados.

Figura 14 - Distribuições granulométricas dos materiais utilizados na elaboração dos microconcretos

Fonte: Adaptado de VARHEN, DILONARDO, ROMANO, PILEGGI, FIGUEIREDO (2016)

3.3.2 Composições avaliadas

As proporções dos fílers nas misturas foram determinadas com o objetivo de otimizar o grau de empacotamento das misturas para cada consumo de cimento utilizado. Neste estudo será utilizado o algoritmo de Westman e Hugil (1930). Este modelo de empacotamento se fundamenta na ideia de que os grãos maiores formam vazios que são preenchidos progressivamente por grãos menores, obtendo-se uma alta densidade pela diminuição do volume de vazios entre os grãos. Contudo, os grãos maiores ainda estarão em contato entre si, o que levará com que a distribuição não apresente fluidez. É por isto, que a análise do comportamento do material após a inclusão do fluido é fundamental (DAMINELI, 2013).

Assim, as três composições formuladas para este estudo foram denominadas T-5, T-10 e T-20 correspondendo, respectivamente, a proporções de cimento, em massa, de 5, 10 e 20% conforme comentado anteriormente. Isto resultou em consumos de cimento de 110, 220 e 445 kg por metro cúbico de microconcreto para a primeira série, e de 109, 217 e 445 kg/m³ para a segunda série, procurando-se obter o mesmo volume de pasta para as três formulações conforme mostrado na Tabela 9. Para todos os casos foi mantida constante a quantidade de água em relação à massa total de materiais em 8,25%, enquanto para o aditivo superplastificante foi empregado num teor de 0,20% da massa total de finos. Note-se que a proporção em massa dos agregados foi mantida constante em 75% dos materiais sólidos para todas misturas.

Na Figura 15 podem-se observar as distribuições granulométricas globais dos traços avaliados. Note-se que as misturas foram produzidas de modo a garantir que as distribuições granulométricas fossem as mais próximas possíveis entre si. Houve uma maior diferença nas distribuições das partículas quando foram considerados os diâmetros menores que 100 μm .

As características físicas das composições como a porosidade de empacotamento (P_0) (estimada de acordo com o modelo de Westman e Hugil (1930)) e a área superficial específica (SSA) foram calculadas. Com o objetivo de entender melhor o efeito da substituição de cimento por fílers no comportamento reológico do material, dois parâmetros das composições foram calculados. A distância entre os agregados

determinada pelo teor de pasta, é calculada pela espessura máxima de pasta (*Maximum Paste Thickness – MPT*). Além, a distância de separação interparticular (*InterParticle Separation Distance – IPS*) que mede a distância média de separação entre as partículas finas, também foi calculada.

Tabela 9 - Proporções utilizadas para cada traço dos microconcretos formulados*

Matéria-prima	T-5			T-10			T-20		
	kg/m ³			kg/m ³			kg/m ³		
	%	Série 1	Série 2	%	Série 1	Série 2	%	Série 1	Série 2
Cimento (CPV)	5	110	109	10	220	217	20	445	445
Fíler 1	6	132	131	10	220	217	4	89	89
Fíler 2	14	309	306	5	110	109	1	22	22
Areia fina	30	662	656	30	659	651	30	668	668
Areia média	20	441	437	20	439	434	20	445	445
Areia grossa	25	551	547	25	549	543	25	556	557
Água	-	182,0	180,5	-	181,2	179,1	-	183,6	183,6
Ar (%)		4,92	5,71		5,50	6,43		4,48	4,48
Volume de pasta (%)		42,35	42,83		42,53	43,53		41,66	41,18
Relação a/c		1,65			0,83			0,41	
Relação a/finos (cimento e fílers)		0,33			0,33			0,33	

* A porcentagem em massa de cada material é em relação à massa total do pó seco.

Fonte: Adaptado de VARHEN, DILONARDO, ROMANO, PILEGGI, FIGUEIREDO (2016)

As características e os parâmetros de cada um dos traços avaliados são apresentados na Tabela 10. É importante destacar que no cálculo do IPS o conteúdo de ar na mistura não é levado em consideração, por consequência, esse parâmetro tem o mesmo valor para as duas series do mesmo traço. Já para o MPT o valor obtido levou em consideração o ar quantificado após a mistura.

Figura 15 - Distribuição granulométrica dos microconcretos formulados

Fonte: Adaptado de VARHEN, DILONARDO, ROMANO, PILEGGI, FIGUEIREDO (2016)

Tabela 10 - Características físicas das três formulações avaliadas

Característica física	T-5		T-10		T-20	
P₀ (%)	4,11		4,81		8,58	
SSA (m²/gr)	0,670		0,740		0,590	
IPS (μm)	0,244		0,205		0,341	
MPT (μm)	Série 1	Série 2	Série 1	Série 2	Série 1	Série 2
	2,67	2,82	2,51	2,57	1,71	1,71

Fonte: Adaptado de VARHEN, DILONARDO, ROMANO, PILEGGI, FIGUEIREDO (2016)

4 RESULTADOS E DISCUSSÃO

4.1 Estado fresco

4.1.1 Perfil de cisalhamento

Após a mistura, os concretos foram submetidos à um ciclo de cisalhamento para a determinação do comportamento reológico em função da velocidade de rotação. Os perfis de cisalhamento obtidos para todos os traços são apresentados na Figura 16. Todos os microconcretos avaliados mostram um comportamento de pseudoplasticidade, o que significa que a viscosidade diminui à medida que a taxa de cisalhamento aumenta, independentemente do tempo de aplicação da taxa de cisalhamento. Ao mesmo tempo, avaliando as curvas da Figura 16, encontrou-se que, para todos as misturas, os valores do torque são maiores na parte da aceleração da curva, em comparação aos valores do mesmo na parte de desaceleração. Isto é, todos os traços mostraram uma área de histerese positiva o que é um indicativo de perfil de tixotropia, a qual é definida como uma diminuição na viscosidade sob a aplicação de uma tensão de cisalhamento, seguida por uma recuperação gradual quando o cisalhamento é removido (MINDESS, YOUNG, DARWIN, 2003; BANFILL, 2006).

Figura 16 - Perfis de cisalhamento dos microconcretos T-5, T-10 e T-20 para as duas séries

Fonte: Adaptado de VARHEN, DILONARDO, ROMANO, PILEGGI, FIGUEIREDO (2016)

Para a determinação dos parâmetros reológicos de interesse, utilizou-se a técnica de regressão pelo método dos mínimos quadrados utilizando-se apenas os pontos da curva descendente dos gráficos apresentados na Figura 16. Estas regressões se encontram apresentadas na Figura 17. Assim, utilizando a eq. (7) obteve-se os valores da viscosidade plástica e torque de escoamento de todas as misturas avaliadas, os quais se mostram na Tabela 11.

Figura 17 - Retas de regressão obtidas da parte da desaceleração dos perfis de cisalhamento para todos os traços avaliados

Fonte: Adaptado de VARHEN, DILONARDO, ROMANO, PILEGGI, FIGUEIREDO (2016)

Tabela 11 - Valores da viscosidade plástica* e torque de escoamento dos microconcretos

Traço	Viscosidade	Torque de
	plástica (N.m/rpm)*	escoamento (N.m)
	Série 1 – Série 2	Série 1 – Série 2
T-5	0,26 – 0,29	5,65 – 2,96
T-10	0,21 – 0,30	13,46 – 4,42
T-20	0,11 – 0,20	22,97 – 23,28

*A viscosidade plástica não está no sistema internacional de medidas.

Fonte: Adaptado de VARHEN, DILONARDO, ROMANO, PILEGGI, FIGUEIREDO (2016)

Nota-se que a viscosidade plástica apresentada na Tabela 11 não está no sistema internacional de unidades, por isso, é definida neste tipo de ensaio como uma relação entre o torque de cisalhamento e a rotação.

4.1.2 Ar incorporado e abatimento

Os resultados do ar incorporado e do abatimento são apresentados na Tabela 12. O teor de ar incorporado não foi alterado de maneira sensível para as misturas analisadas e manteve-se na faixa de 4,48 a 6,43%. Nota-se que a variação do consumo de fíler nos traços altera pouco o ar incorporado na mistura, mas seu aumento, incrementa o valor do abatimento. Consequentemente, o peso unitário do concreto não foi alterado de forma significativa (aproximadamente com média de 2384 kg/m³), o que demonstra que não houve diferença significativa nas condições de compactação dos corpos de prova.

Tabela 12 - Valores de abatimento e ar incorporados dos microconcretos

Traço	Ar incorporado	Abatimento	Peso unitário
	(%)	(cm)	(kg/m³)
	Série 1 – Série 2	Série 1 – Série 2	Série 1 – Série 2
T-5	4,92 – 5,71	26,0 – 23,5	2388 - 2368
T-10	5,50 – 6,43	14,0 – 17,0	2378 - 2350
T-20	4,48 – 4,48	2,5 – 5,5	2409 - 2410

Fonte: Adaptado de VARHEN, DILONARDO, ROMANO, PILEGGI, FIGUEIREDO (2016)

4.1.3 Impacto da composição da pasta no comportamento reológico dos microconcretos avaliados

Tal como se observa na Tabela 9 e Figura 18 o volume de pasta para todos os traços avaliados é igual e aproximadamente 42,35% ($\sigma=0,76\%$) do volume total de cada formulação. No entanto, com os diferentes teores de substituição do cimento por fíler, a relação do volume dos fílers em relação ao volume total de pasta é aproximadamente de 37, 27 e 10% para os traços T-20, T-10 e T-5 respetivamente.

Figura 18 - Volume das matérias primas nas formulações avaliadas T-5, T-10 e T-20

Fonte: Adaptado de VARHEN, DILONARDO, ROMANO, PILEGGI, FIGUEIREDO (2016)

Estas alterações nas composições da pasta têm um impacto direto nas características físicas dos microconcretos e, conseqüentemente, em seu comportamento reológico no estado fresco. Desde o ponto de vista da microestrutura da mistura, como se observa na Figura 19(a), quanto maior volume de fílers na pasta, o valor de MPT aumenta. Esta característica gera uma menor interação por atrito dos agregados (devido ao maior distanciamento entre eles) ajudando o seu deslocamento relativo (BONADIA, STUDART, PILEGGI, PANDOLFELLI, 1999), reduzindo o torque de escoamento do material, como se observa na Figura 19(b).

Outra causa que pode estar contribuindo à redução do valor do torque de escoamento, é a forma mais esférica dos fílers em comparação com o cimento. Um valor que parece

ser eficaz para a conhecer que tanto diferente é uma partícula da forma esférica é o fator de forma (FF). Para maiores valores de FF maior o desvio das partículas com a forma esférica. No estudo de Damineli (2013) onde foram utilizados os mesmos fílers, foram encontrados baixos valores de fator de forma, o que indica que conforme aumenta o teor de fílers nas misturas avaliadas neste estudo, o material demanda menos quantidade de água para atingir uma fluidez determinada. Assim, considerando que a mesma quantidade de água foi utilizada para todos os microconcretos, a fluidez do material foi alterada com o incremento do teor de fílers. Como consequência desse comportamento, foi obtido maior valor de abatimento conforme se aumenta volume de fílers na pasta dos microconcretos, tal como se observa na Figura 19(c).

Figura 19 - Impacto do volume de fílers na pasta (a) no MPT, (b) torque de escoamento e (c) abatimento dos microconcretos nas duas séries produzidas

Fonte: Adaptado de VARHEN, DILONARDO, ROMANO, PILEGGI, FIGUEIREDO (2016)

As diferentes composições da pasta também afetam o valor do IPS e da viscosidade plástica das misturas. Observa-se que para maior volume de fílers na pasta, o valor do IPS diminui, tal como se observa na Figura 20(a), já que os finos estão mais próximos entre si, causando alteração na viscosidade plástica do material (DAMINELI, 2013) tal como se observa na Figura 20(b).

Pode-se notar que o aumento de volume de filer na pasta, substituindo o cimento, causa um impacto positivo para a consistência do material, ou seja, as misturas ficaram menos coesas, apresentando maiores valores de abatimento devido à diminuição do torque de escoamento, sendo possível, diminuir a quantidade de água para a manutenção da consistência. Por outro lado, a viscosidade aumenta com o aumento de volume de filers na pasta, isto é, o microconcreto fica menos fluído para maiores taxas de cisalhamento.

Figura 20 - Impacto do volume de cimento na pasta no IPS e viscosidade dos microconcretos

Fonte: Adaptado de VARHEN, DILONARDO, ROMANO, PILEGGI, FIGUEIREDO (2016)

4.2 Estado endurecido

4.2.1 Resistência à compressão e IL (intensidade de ligante)

A evolução da resistência foi medida para 7, 28 e 90 dias de idade nos microconcretos da segunda série. Na Figura 21 observa-se que para todas as idades, os microconcretos com maior substituição de cimento por filers, alcançam menores resistências. Para os traços T-5 e T-10 a resistência aos 7 dias atinge aproximadamente 80% da resistência final (90 dias). Já para o traço T-20 a resistência aos 7 dias atinge aproximadamente o 95% da resistência aos 90 dias.

Figura 21 – Evolução da resistência a compressão dos microconcretos da segunda série avaliada

Fonte: Elaboração própria

Para uma melhor avaliação também foi medida a resistência à compressão dos microconcretos da primeira série para a idade de 28 dias, tal como se apresenta na Tabela 13. Cada valor de resistência corresponde à média dos valores obtidos a partir de três corpos de prova.

Tabela 13 - Resistência à compressão e intensidade de ligante dos microconcretos aos 28 dias de idade

Traço	Relação a/c	Consumo de cimento (kg/m ³)	Resistência à compressão (MPa)	Intensidade de ligante (kg.m ⁻³ .MPa ⁻¹)
		Série 1 – Série 2	Série 1 – Série 2	Série 1 – Série 2
T-5	1,65	110 - 109	13 – 13	8,5 – 8,4
T-10	0,83	220 - 217	32 – 35	6,8 – 6,2
T-20	0,41	445 - 445	69 - 59	6,5 – 7,5

Fonte: Adaptado de VARHEN, DILONARDO, ROMANO, PILEGGI, FIGUEIREDO (2016)

Nota-se, tal como se observa na Figura 22(a), os microconcretos com maior consumo de cimento e menor relação a/c, alcançam uma maior resistência a compressão aos 28 dias, tal qual o esperado. A taxa de perda de resistência com o aumento do teor de fíler apresentou uma correlação quase linear como se pode observar na Figura 22(b). Isto ocorreu porque, à medida que houve a subtração do cimento e mantendo-

se o mesmo volume de água na mistura, houve um aumento da relação a/c e diminuição do poder ligante da mistura. Para corrigir este efeito seria necessário proceder a uma diminuição do volume de água para garantir menores relações água/cimento, além da modificação do teor do aditivo dispersante para garantir uma condição adequada de trabalhabilidade.

Figura 22 - Correlação entre a resistência à compressão consumo de cimento e o teor de filer em substituição ao volume de cimento.

Fonte: Adaptado de VARHEN, DILONARDO, ROMANO, PILEGGI, FIGUEIREDO (2016)

No entanto, é importante notar que os consumos de cimento dos traços T-5 (110 e 109 kg/m³) e T-10 (220 e 217 kg/m³) são menores que os mínimos exigidos por diversas normas técnicas. A normalização brasileira (ABNT, 2015) estabelece como consumo mínimo 260 kg/m³, enquanto para a europeia, o consumo mínimo de cimento deve estar entre 150 e 320 kg/m³ (MÜLLER, 2012), mas o valor mais frequentemente utilizado é de 300 kg/m³. Já o ACI (ACI Committee 325, 2006) recomenda consumos de cimento entre 295 e 415 kg/m³. Além disso, cabe ressaltar que as relações a/c destes microconcretos (1,65 e 0,83) ultrapassam os limites práticos normais, normalmente restringidas para garantir uma adequada durabilidade do concreto dependendo da condição de exposição.

Contudo, cabe destacar que para os microconcretos avaliados que contem baixos consumo de cimento e altas relações a/c, obtiveram-se valores de resistências à compressão relativamente altas aos 28 dias de 13, 32 e 35 MPa, se comparados estes valores com os obtidos com formulações convencionais. Isto sugere que a estratégia de substituição do cimento por filers na formulação dos microconcretos, otimizando o empacotamento, ajudaria a compensar a falta de ligante atingindo resistências à

compressão desse nível, por isso outros indicadores devem ser utilizados para definir a eficiência dos concretos. Neste estudo as misturas também foram comparadas utilizando o indicador de eficiência ambiental: Intensidade de ligantes (IL), que relaciona o consumo total de ligantes do concreto (impacto), em kg.m^{-3} , com a resistência à compressão (desempenho) (DAMINELI, KEMEID, AGUIAR, JOHN, 2010; DAMINELI, 2013).

Na Tabela 13 mostra-se a o indicador de IL para cada traço. Encontrou-se que o IL do traço T-20 está dentro dos valores encontrados para concretos elaborados no Brasil com resistências à compressão entre 60 MPa e 70 MPa como se mostra na Figura 23 (DAMINELI, KEMEID, AGUIAR, JOHN, 2010). Nota-se que o menor valor de IL dos concretos com resistências à compressão maiores que 50 MPa é aproximadamente $5 \text{ kg.m}^{-3}.\text{MPa}^{-1}$ e o valor de IL do traço T-20 ($7,5\text{-}6,5 \text{ kg.m}^{-3}.\text{MPa}^{-1}$) pode ser considerado um valor médio para a mesma classe de resistência à compressão do microconcreto avaliado.

Já para os traços T-5 e T-10 os valores do IL são menores que os encontrados para os concretos elaborados no Brasil com a mesma faixa de resistência à compressão, como se observa na Figura 23. Observa-se que os traços T-20 e T-10 têm valores de IL próximos, indicando que ainda aumentando o teor de fíler, a eficiência dos microconcretos são similares devido a uma otimização do empacotamento do material. Se for utilizado este parâmetro para comparação com resultados históricos percebe-se que os resultados são tão mais promissores quanto maior for o nível de substituição do cimento, conforme se pode observar na Figura 23.

Figura 23 - Avaliação comparativa dos IL obtidos neste estudo com os resultados históricos brasileiros.

Fonte: Adaptado de VARHEN, DILONARDO, ROMANO, PILEGGI, FIGUEIREDO (2016) e DAMINELI, KEMEID, AGUIAR, JOHN (2010)

4.2.2 Resistência à tração na flexão

A evolução da resistência à tração na flexão dos microconcretos da segunda série foi avaliada aos 7, 28 e 90 dias de idades, tal como se mostra na Figura 24. Para todas as idades avaliadas nota-se que maior substituição de cimento por filers diminui a resistência à flexão pelo aumento na relação a/c. Para todos os traços, o valor da resistência à flexão nas idades iniciais (7 dias) atingiu aproximadamente o 85% da resistência última (90 dias).

Nota-se que para o traço T-20, a resistência à flexão para todas as idades avaliadas é aproximadamente 20% da resistência à compressão. Conforme a taxa de substituição do cimento por filers aumenta, essa porcentagem aumenta. Para o traço T-10 foi de 25%, enquanto para o traço T-5 a porcentagem aumentou em até 34%.

Figura 24 – Evolução da resistência à flexão dos microconcretos da segunda série

Fonte: Elaboração própria

Esse aumento na relação (flexão/compressão) pode dever-se ao aumento no teor de fílers calcários (mesmo com relações a/c altas), já que melhora a ligação entre os agregados e a pasta na zona de transição interfacial (OLLIVIER, MASO, BOURDETTE, 1995), aumentando a resistência à tração e por consequência os valores da resistência á flexão.

4.2.3 Módulo de elasticidade dinâmico

Na Figura 25 mostra-se a evolução do valor do módulo de elasticidade dinâmico (M.E.D), determinado por ultrassom nos primeiros 70 dias de idade para os microconcretos da segunda série. Nota-se que o valor do E para os traços T-5 e T-10 são de 53% e 81% do valor do E para o traço T-20 respectivamente.

Figura 25 - Evolução do módulo de elasticidade dos microconcretos avaliados da segunda série

Fonte: Elaboração própria

Na Figura 26 observa-se a influência que tem a composição da pasta no valor do M.E.D. Mostra-se uma boa correlação entre o volume de fílers presente na pasta e M.E.D. Quanto maior o volume de fílers na pasta, menor M.E.D foi encontrado.

Figura 26 – Influência do volume de fílers na pasta no valor do módulo de elasticidade.

Fonte: Elaboração própria

Este resultado é explicado devido ao impacto do uso dos fílers na porosidade dos microconcretos, determinado pela modificação na relação a/c dos microconcretos, considerando que o teor de água foi mantido para todos os traços avaliados. Na Figura 27 mostram-se os resultados obtidos do ensaio de intrusão por mercúrio, onde se observa a distribuição do tamanho dos poros dos microconcretos avaliados em estado

endurecido. Note-se que quanto maior foi a porcentagem de substituição de cimento por fílers, encontrou-se que a porosidade do material também aumentou.

Figura 27 - Distribuição e tamanho de poros dos microconcretos da segunda série

Fonte: Adaptado de VARHEN, DILONARDO, ROMANO, PILEGGI, FIGUEIREDO (2016)

Tendo em conta que o E do material depende da porosidade, a inclusão dos fílers na composição ao ocasionar uma mudança na porosidade do material também originou variação no valor do E dos microconcretos avaliados. Tal como se observa na Figura 28, para maior porosidade dos microconcretos obteve-se menor valor do M.E.D (por ultrassom).

Figura 28 – Relação entre a porosidade dos microconcretos com o M.E.D medido por ultrassom.

Fonte: Elaboração própria

Por conseguinte, para um mesmo nível de deformação, o traço com maior teor de fílers na pasta, gerará menor tensão, considerando que na faixa de deformação elástica, a tensão depende do E (ver eq. (9)). Esse comportamento será importante

quando deformações impostas no concreto, como as deformações por retração, apareçam gerando tensões que de ser maiores do que a resistência do material, ocasionariam fissuras que impactariam na durabilidade do concreto.

4.2.4 Retração por secagem

Na Figura 29 mostra-se a evolução da retração por secagem das duas series de microconcretos avaliados neste estudo. Cada ponto do gráfico corresponde à média dos valores da retração de três corpos de prova tendo a faixa de dispersão dos valores medidos também apresentada. Como parte do erro experimental no processo de medição, observa-se diferenças entre os valores da retração das duas series. Contudo, os resultados mostram a mesma tendência na intensidade da retração por secagem para cada tipo de microconcreto avaliado, isto é, quanto maior a substituição de cimento por filer, menor valor de retração foi encontrado para as ambas series avaliadas.

Figura 29 - Evolução da retração por secagem dos microconcretos avaliados de ambas séries

Fonte: Adaptada de VARHEN, DILONARDO, ROMANO, PILEGGI, FIGUEIREDO (2016)

Os resultados mostram claramente que a taxa de retração por secagem é mais intensa no início, tal como se observa em estudos anteriores (BISSONNETTE, PIERRE, PIGEON, 1999; LI, YAO, 2001; EGUCHI, TERANISHI, 2005; WASSERMANN, KATZ, BENTUR, 2009). Percebe-se que o valor da deformação por retração aumenta com o conteúdo de cimento na mistura. O traço T-20 apresentou maiores valores de retração

que os outros dois traços durante todo o ensaio. A retração medida aos 120 dias do microconcreto T-5 foram de 50% e 54% da retração do traço T-20 para a primeira e segunda série respectivamente. Já para o traço T-10 a retração medida aos 120 dias foram de 70% e 68% da retração do traço T-20 para a primeira e segunda série respectivamente.

Percebe-se que, tendo todos os traços similar volume de pasta, o teor de cimento é o parâmetro que tem maior influência na intensidade da retração por secagem como observado em estudos anteriores (BISSENETTE, PIERRE, PIGEON, 1999; AL-SALEH, AL-ZAID, 2006), conforme observado na Figura 30.

Figura 30 - Influência do volume de fílers pasta na retração por secagem dos microconcretos da primeira (a) e segunda (b) séries

Fonte: Adaptada de VARHEN, DILONARDO, ROMANO, PILEGGI, FIGUEIREDO (2016)

Por outro lado, para uma maior relação a/c, maior será a quantidade de água capilar disponível perdida por secagem, tal como se observa na Figura 31.

Figura 31 - Perda de massa dos microconcretos avaliados

Fonte: Adaptada de VARHEN, DILONARDO, ROMANO, PILEGGI, FIGUEIREDO (2016)

O traço T-5 apresentou a maior perda de massa (aproximadamente 5%) entre os microconcretos avaliados. Já o traço T-20 com uma relação a/c de 0,41 apresentou menos da metade da perda de massa apresentada pelo traço T-5. A perda de massa foi inversamente proporcional ao consumo de cimento dos microconcretos $T-20 < T-10 < T-5$. Ao comparar todas as composições se observa que a maior perda de massa corresponde a baixos valores de retração, tal como se mostra na Figura 32. Isto significa que quando se diminui o consumo de cimento nas composições, maior perda de massa foi encontrado e menores valores de retração foram obtidos.

Figura 32 - Relação entre a perda de massa e a retração

Fonte: Adaptada de VARHEN, DILONARDO, ROMANO, PILEGGI, FIGUEIREDO (2016)

Esse comportamento é associado ao fato de que quando a água livre é removida dos poros maiores da matriz não causa retração do sistema (GÜNEYISI, GESOĞLU, ÖZBAY, 2010). Consequentemente, a remoção da água que é retida pelo mecanismo de tensão capilar nos poros de menores diâmetros, como os poros capilares e poros de gel, têm um alto impacto na retração do concreto, especialmente para diâmetros de poro entre $0,0025\ \mu\text{m}$ (2,5 nm) e $0,050\ \mu\text{m}$ (50 nm). Adicionalmente, poros com diâmetro entre $0,050\ \mu\text{m}$ (50 nm) e $0,10\ \mu\text{m}$ (100 nm) também têm influência na retração dos concretos (GUO, QIAN, WANG, 2013). Dos três traços avaliados, o traço T-5 apresenta mais poros de dimensões maiores que $0,10\ \mu\text{m}$ com o pico da distribuição dos tamanhos aproximadamente em $2,5\ \mu\text{m}$ (Figura 27).

No traço com maior consumo de cimento (T-20), nota-se que aproximadamente 16% dos poros da mistura apresentam diâmetros menores que $0,10\ \mu\text{m}$. Já para os traços T-10 e T-5 a porcentagem foi de 6% e 1% respectivamente. Na Figura 33 observa-se a relação entre os poros de tamanho menor a $0,10\ \mu\text{m}$ e a retração por secagem. Se observou que quanto maior foi porcentagem de poros menores que $0,10\ \mu\text{m}$, maior a retração por secagem resultante nos microconcretos estudados.

Figura 33 - Influência dos poros menores a $0,10\ \mu\text{m}$ na retração por secagem

Fonte: Adaptada de VARHEN, DILONARDO, ROMANO, PILEGGI, FIGUEIREDO (2016)

Esta distribuição da porosidade explica porque o traço T-5 apresenta a maior perda de massa mas apresenta os menores valores de retração, já que a água perdida em diâmetros maiores de poros gerará uma menor tensão capilar e, consequentemente, menores valores de retração por secagem (ZHANG, HAMA, NA, 2015).

4.2.5 Modelos de previsão da retração

Os resultados experimentais (medidos) da retração dos microconcretos da segunda série foram comparados com os quatro modelos de previsão (ACI 209, CEB-FIP90, B3 e GL2000) detalhados no item 2.4.1 do presente trabalho. A continuação se apresenta os valores utilizados para o cálculo de cada modelo.

A geometria das amostras e as condições externas de exposição durante a etapa donde se avaliou a retração por secagem foi a mesma. Portanto, os parâmetros para o cálculo de alguns dos fatores dos modelos de previsão são iguais para todos os microconcretos avaliados, tal como se apresenta na Tabela 14. Além, observa-se que para todas as composições foi utilizado o cimento CP-V.

Tabela 14 – Parâmetros comuns para todos os microconcretos avaliados utilizados para o cálculo da retração com os modelos de previsão

Parâmetro	Valor
Cimento	CP-V (Alta resistência inicial)
Umidade relativa	50%
Tempo de cura úmida	5 dias
Forma e dimensões dos espécimes	Prismático (25x25x285 mm)
Relação volume-área (V/A)	5,987 mm

Fonte: Elaboração própria

A seguir se apresentam os valores dos fatores utilizados para cada um dos modelos. Na Tabela 15 observa-se os valores dos fatores para o modelo de previsão da retração do ACI-209. Nota-se que o valor do fator $\gamma_{sh,\phi}$ é igual para todos os microconcretos considerando que todas as composições têm a mesma proporção de agregados finos em sua formulação.

Tabela 15 – Valores dos parâmetros utilizados no modelo de previsão da retração do ACI-209 para cada um dos microconcretos da segunda série

Fator	Tipo de correção	Valor		
		T-5	T-10	T-20
$\gamma_{sh,tc}$	Por tempo de cura úmida inicial		1,05	
$\gamma_{sh,RH}$	Umidade relativa do ar após cura úmida		0,90	
$\gamma_{sh,VA}$	Tamanho e forma do espécimen. Relação V/S		1,167	
$\gamma_{sh,S}$	Por valor de abatimento (<i>slump</i>)	1,268	1,164	0,979
$\gamma_{sh,\phi}$	Porcentagem de agregado fino		1,10	
$\gamma_{sh,c}$	Teor de cimento	0,816	0,882	1,021
$\gamma_{sh,\alpha}$	Conteúdo de ar		1,00	

Fonte: Elaboração própria

Nas Tabela 16, 17 e 18 mostra-se os fatores utilizados para o cálculo da retração utilizando os modelos B3, CEB-FIB90 e GL2000 respectivamente.

Tabela 16 – Valores dos parâmetros utilizados no modelo de previsão da retração B3 (Bažant-Baweja) para cada um dos microconcretos da segunda série

Fator	Tipo de correção	Valor
k_h	Umidade relativa do ar	0,875
α_1	Tipo de cimento	1,10
α_2	Condição de cura inicial	1,00
k_s	Fator de forma da secção	1,25

Fonte: Elaboração própria

Tabela 17 – Valores dos parâmetros utilizados no modelo de previsão da retração CEB-FIB90 para cada um dos microconcretos da segunda série

Fator	Tipo de correção	Valor
β_{sc}	Por tipo de cimento	8
β_{RH}	Umidade relativa do ar	-1,356

Fonte: Elaboração própria

Tabela 18 – Valores dos parâmetros utilizados no modelo de previsão da retração GL2000 para cada um dos microconcretos da segunda série

Fator	Tipo de correção	Valor
k	Por tipo de cimento	1,15
$\beta(h)$	Umidade relativa	0,926

Fonte: Elaboração própria

Para o cálculo da retração, além dos fatores, também é preciso conhecer algumas características próprias de cada uma das composições. Assim, segundo o modelo utilizado para o cálculo da retração é preciso conhecer os consumos de cimento e água, além da resistência à compressão do material aos 28 dias. Esses valores podem ser obtidos da Tabela 9 e Tabela 13.

Na Figura 34, Figura 35 e Figura 36 mostra-se a comparação entre a retração experimental (medida) e a calculada com os modelos de previsão dos traços T-20, T-10 e T-5 da segunda série, respectivamente.

Figura 34 - Comparação da retração experimental e calculada do traço T-20

Fonte: Adaptada de VARHEN, DILONARDO, ROMANO, PILEGGI, FIGUEIREDO (2016)

Figura 35 - Comparação da retração experimental e calculada do traço T-10

Fonte: Adaptada de VARHEN, DILONARDO, ROMANO, PILEGGI, FIGUEIREDO (2016)

Figura 36 - Comparação da retração experimental e calculada do traço T-5

Fonte: Adaptada de VARHEN, DILONARDO, ROMANO, PILEGGI, FIGUEIREDO (2016)

Numa análise inicial, pode-se observar, que quanto menor o teor de fílers (maior consumo de cimento), maior foi a aproximação dos resultados obtidos com os modelos de previsão em relação aos resultados experimentais. Encontrou-se que, para o traço com menor consumo de fílers (T-20), o modelo GL2000 tem uma melhor aproximação, tal como se pode observar na Figura 34. Nota-se que, para os maiores teores de fílers, os valores de retração obtidos com os modelos são superestimados em relação aos valores experimentais obtidos, tal como se observa nas Figura 35 e 36.

Além disso, observa-se que, para os traços de maior consumo de fílers (T-5 e T-10), o modelo do ACI 209 é o que apresenta maior aproximação com o valor experimental de retração medido aos 120 dias. Analisando os modelos de previsão B3, CEB-FIB90 e GL2000, observou-se que a superestimação da intensidade de retração foi maior para os maiores níveis de substituição de cimento por fílers, mesmo tendo apresentado menor nível de resistência.

Estas diferenças entre os valores experimentais e os obtidos com os modelos de previsão podem ser explicadas pelo fato de que os modelos foram calibrados para concretos com consumos de cimento convencionais, ao contrário dos microconcretos formulados neste trabalho que possuíam elevado nível de substituição de cimento por fílers (sobretudo os traços T-5 e T-10) mudando a porosidade do material. Por conseguinte, nota-se que os modelos de previsão são deficientes e deveriam ser calibrados para novos tipos de concretos, com características especiais como os microconcretos elaborados neste estudo, já que a estrutura porosa do material é diferente que nos concretos convencionais como consequência das altas relações a/c utilizadas nos microconcretos avaliados.

5 CONSIDERAÇÕES FINAIS

5.1 Conclusões

Neste trabalho, a influência da substituição de cimento por fílers calcários na pasta na retração por secagem e o comportamento reológico de microconcretos foi investigada. Também foram avaliados a resistência à compressão, módulo de elasticidade e a porosidade de cada um dos microconcretos.

Inicialmente, no estado fresco, considerando que o volume de pasta das misturas foi similar para todos os traços avaliados, a composição da pasta teve impacto nos parâmetros como o MPT e IPS das misturas, resultando em variações no comportamento reológico dependendo do nível de substituição de cimento por fílers na pasta.

Aumentando o volume de fílers na pasta, o valor do MPT aumenta (maior distanciamento entre agregados). Como consequência, foram obtidos menores valores de torque de escoamento e maiores valores do abatimento. Já para o valor do IPS (distância de separação entre os finos), um maior volume de fílers na pasta, gera menores valores neste parâmetro, ocasionando um aumento na viscosidade plástica dos microconcretos. Isto significa que o maior volume de fílers na pasta proporciona melhores condições de aplicação do microconcreto como um material auto-adensável devido ao impacto positivo na consistência do material (os microconcretos ficaram menos coesos). No entanto, para aplicações que demandem a aplicação do concreto com taxas altas de cisalhamento, como ocorre quando o mesmo é bombeado, seria possível encontrar problemas devido à dificuldade do mesmo para fluir (aumento da viscosidade), mas também dependerá de outras características da formulação e o tipo de bomba utilizado.

No estado endurecido, tal qual era esperado, uma maior substituição do volume de cimento por fílers calcários na pasta diminui a resistência à compressão aos 28 dias, devido a um aumento na relação a/c e, conseqüentemente, aumento na porosidade da pasta. No entanto, é importante notar que para os microconcretos T-5 e T-10 que contém baixos consumos de cimento (menores que os exigidos por diversas normas

técnicas) e altas relações a/c, obtiveram-se valores de resistências à compressão relativamente altas aos 28 dias de 13, 32 e 35 MPa. Assim, se fossem comparados com formulações convencionais possibilitaria obter valores de índice de ligante muitos baixos. Isto indica que a estratégia da substituição de cimento por fílers na pasta ajudaria a compensar a falta de ligante devido à melhora do empacotamento do material.

Isto indica que é possível aprimorar a eficiência ambiental das misturas que utilizam fílers calcários. Ressalte-se que a perda de resistência poderia ser corrigida a partir de um ajuste do consumo de aditivo dispersante de modo a possibilitar a redução da demanda de água e, conseqüentemente, da relação a/c.

A resistência à tração na flexão foi menor, quanto maior o teor de fílers na mistura pelo aumento da relação a/c. No entanto, a perda de resistência à flexão foi proporcionalmente menor do que a encontrada para a resistência à compressão. Assim, a relação entre a resistência à tração e a compressão para cada uma das classes de microconcretos acabou sendo mais alta, especialmente para maiores taxas de substituição de cimento por fílers. A relação passou de 20% para o traço T-20 e atingiu 34% para o traço T-5, o qual tem a maior taxa de substituição de cimento por fílers.

O módulo de elasticidade também foi afetado pela inclusão de fílers calcários na composição da pasta. Ao modificar a estrutura porosa do material (mudança na relação a/c), o valor do módulo de elasticidade também foi afetado. Para maior nível de substituição obteve-se microconcretos mais porosos e por consequência com menor módulo de elasticidade.

Nota-se que maior volume de fílers na pasta, produziu menores valores de retração por secagem devido ao aumento da relação a/c. Uma maior perda de massa foi reportada para os microconcretos com maior volume de fílers devido à menor retenção de água no processo de hidratação do cimento. Isto demonstra que a perda de massa por secagem da água não corresponde diretamente à intensidade da retração quando do uso de fílers. O maior nível de substituição de cimento por fílers reduziu o volume de poros menores de 0,10 μm de diâmetro na estrutura porosa do material. Isto

endossa a ideia de que os resultados obtidos na retração são relacionados à água perdida por secagem nestes poros menores os quais são os responsáveis por gerar a tensão capilar e, conseqüentemente, a retração por secagem.

Com respeito aos modelos de previsão da retração, encontrou-se que os mesmos superestimam os valores da retração conforme se aumenta a substituição de cimento por fílers. Isto ocorre porque a maioria dos modelos propostos associa a maior resistência à compressão a menores valores de retração. No entanto devem-se calibrar os modelos considerando outros fatores como, por exemplo, a distribuição dos tamanhos de poros da microestrutura do material, a qual tem influência na mecânica da retração por secagem e é modificada com a adição de fílers tal como se mostra nos resultados obtidos. Ou seja, a adição de filer ao material exige uma nova calibração dos modelos de previsão do comportamento.

5.2 Sugestões para trabalhos futuros

- Realizar pesquisas com o uso de métodos de ensaio para a avaliação da retração restringida que permita conhecer o nível de tensão do material.
- Avaliação dos microconcretos com a mesma condição de trabajabilidade para distintas taxas de substituição de cimento por fílers calcários.
- A calibração de modelos de previsão da retração de concretos ou argamassas com filer calcário incorporando parâmetros não considerados nos modelos atuais com o objetivo da utilização deste material em projetos da construção civil.
- A avaliação da influência do uso de filer calcário em outras propriedades de matrizes cimentícias ligadas à durabilidade como a permeação de cloretos e a taxa de carbonatação.

REFERÊNCIAS

- ABNT. **NBR 12142:2010 Concreto - Determinação da resistência à tração na flexão de corpos de prova prismáticos**. Rio de Janeiro, 2010.
- ABNT. **NBR 12655: Concreto de cimento Portland - Preparo, controle, recebimento e aceitação - Procedimento**. Rio de Janeiro, 2015.
- ABNT. **NBR 13278: Argamassa para assentamento e revestimento de paredes e tetos - Determinação da densidade de massa e do teor de ar incorporado**. Rio de Janeiro, 2005.
- ABNT. **NBR 5739: Concreto - Ensaios de compressão de corpos-de-prova cilíndricos**. Rio de Janeiro, 2007.
- ABNT. **NBR NM 67: Concreto - Determinação da consistência pelo abatimento do tronco de cone**. Rio de Janeiro, 1998.
- ACI COMMITTEE 209. 209.2R-08: Guide for Modeling and Calculating Shrinkage and Creep in Hardened Concrete. **Technical Documents**, 2008.
- AGRANATI LANDSBERGER, Galit. **Estudio sobre la aplicabilidad de los modelos de cálculo de la fluencia y retracción al hormigón autocompactable**, 2008. Disponível em: <<http://oa.upm.es/1048/>>.
- AL-SALEH, Saleh A. Comparison of theoretical and experimental shrinkage in concrete. **Construction and Building Materials**, v. 72, p. 326–332, 2014. doi:10.1016/j.conbuildmat.2014.06.050.
- AL-SALEH, Saleh A.; AL-ZAID, Rajeh Z. Effects of drying conditions, admixtures and specimen size on shrinkage strains. **Cement and Concrete Research**, v. 36, n. 10, p. 1985–1991, 2006. doi:10.1016/j.cemconres.2004.11.005.
- ASTM C01 COMMITTEE. **ASTM C490 / C490M-11e1: Practice for Use of Apparatus for the Determination of Length Change of Hardened Cement Paste, Mortar, and Concrete**. West Conshohocken, PA: ASTM International, 2011.
- BANFILL, P. F.G. Rheology of fresh cement and concrete. **Rheology reviews**, v. 2006, p. 61, 2006. Disponível em: <<http://www.rheology.org.uk/rheology-reviews/RheologyReviews/fresh-cement-concrete-Banfill.pdf>>.
- BANFILL, P.F.G. Rheological methods for assessing the flow properties of mortar and related materials. **Construction and Building Materials**, v. 8, n. 1, p. 43–50, 1994. doi:10.1016/0950-0618(94)90007-8.
- BANFILL, P.F.G.; STARRS, G.; DERRUAU, G.; MCCARTER, W. J.; CHRISP, T. M. Rheology of low carbon fibre content reinforced cement mortar. **Cement and Concrete Composites**, v. 28, n. 9, p. 773–780, 2006. doi:10.1016/j.cemconcomp.2006.06.004.
- BARBOSA, Waleska da Silva. **Alteração do comportamento reológico da suspensão cimentícia aplicada sobre substratos porosos**, 2010. Disponível em: <<http://www.teses.usp.br/teses/disponiveis/3/3146/tde-21102010-163233/en.php>>.

- BAŽANT, Zdeněk P. Prediction of concrete creep and shrinkage: Past, present and future. **Nuclear Engineering and Design**, v. 203, n. 1, p. 27–38, 2001. doi:10.1016/S0029-5493(00)00299-5.
- BAŽANT, Zdeněk P.; BAWEJA, Sandeep. Justification and refinements of model B3 for concrete creep and shrinkage 1. statistics and sensitivity. **Materials and Structures**, v. 28, n. 7, p. 415–430, 1995. doi:10.1007/BF02473078.
- BEDERINA, M.; BAKHLOUFI, Zoubir; BOUSIANI, T. Effect of Limestone Fillers the Physic-Mechanical Properties of Limestone Concrete. **Physics Procedia**, v. 21, p. 28–34, 2011. doi:10.1016/j.phpro.2011.10.005.
- BEUSHAUSEN, Hans-Dieter. Long-term performance of bonded concrete overlays subjected to differential shrinkage, 2005. Disponível em: <<http://open.uct.ac.za/handle/11427/5050>>.
- BISSONNETTE, Benoît; PIERRE, Pascale; PIGEON, Michel. Influence of key parameters on drying shrinkage of cementitious materials. **Cement and Concrete Research**, v. 29, n. 10, p. 1655–1662, 1999. doi:10.1016/S0008-8846(99)00156-8.
- BONADIA, P.; STUDART, A. R.; PILEGGI, R. G.; PANDOLFELLI, V. C. Aplicação do conceito de distância de separação interagregado (MPT) a concretos refratários de alta alumina. **Cerâmica**, v. 45, n. 291, 1999. doi:10.1590/S0366-69131999000100004.
- CALLISTER JR., William D.; SOARES, Sérgio Murilo Stamile. **Ciência e engenharia de materiais: Uma introdução**. 7. ed. Rio de Janeiro: Livros Técnicos e Científicos, 2008. 705 p. ISBN 8521615957.
- CASTRO, A. L. de; LIBORIO, J. B.L.; PANDOLFELLI, V. C. Reologia de concretos de alto desempenho aplicados na construção civil-Revisão. **Cerâmica**, v. 57, p. 63–75, 2011. Disponível em: <https://www.researchgate.net/profile/Victor_Pandolfelli/publication/262446664_Review_article_Rheology_of_high_performance_concretes_applied_in_building_site/links/544e23370cf2bca5ce8eee03/Review-article-Rheology-of-high-performance-concretes-applied-in-building-site.pdf>.
- CEMBUREAU. Activity Report 2015. Disponível em: <<http://www.cembureau.eu/sites/default/files/AR2015.pdf>>.
- Concrete overlays for pavement rehabilitation**. Farmington Hills, MI: American Concrete Institute, 2006. 39 p. (ACI, 325.13R-06). ISBN 9780870312137.
- COURARD, Luc; MICHEL, Frédéric. Limestone fillers cement based composites: Effects of blast furnace slags on fresh and hardened properties. **Construction and Building Materials**, v. 51, p. 439–445, 2014. doi:10.1016/j.conbuildmat.2013.10.076.
- DAMINELI, B. L.; PILEGGI, R. G.; JOHN, V. M. 2 - Lower binder intensity eco-efficient concretes. In: PACHECO-TORGAL, F.; JALALI, S.; LABRINCHA, J.; JOHN, V. (Org.). **Eco-Efficient Concrete : Woodhead Publishing Series in Civil and Structural Engineering**: Woodhead Publishing, 2013. ISBN 978-0-85709-424-7. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/B9780857094247500025>>, p. 26–44.

- DAMINELI, Bruno L.; KEMEID, Fernanda M.; AGUIAR, Patricia S.; JOHN, Vanderley M. Measuring the eco-efficiency of cement use. **Cement and Concrete Composites**, v. 32, n. 8, p. 555–562, 2010. doi:10.1016/j.cemconcomp.2010.07.009.
- DAMINELI, Bruno Luís. **Conceitos para formulação de concretos com baixo consumo de ligantes: controle reológico, empacotamento e dispersão de partículas**, 2013. Disponível em: <<http://www.teses.usp.br/teses/disponiveis/3/3146/tde-19092014-103459/en.php>>.
- DITTMER, Thomas; BEUSHAUSEN, Hans. The effect of coarse aggregate content and size on the age at cracking of bonded concrete overlays subjected to restrained deformation. **Construction and Building Materials**, v. 69, p. 73–82, 2014. doi:10.1016/j.conbuildmat.2014.06.056.
- EGUCHI, Kiyoshi; TERANISHI, Kohji. Prediction equation of drying shrinkage of concrete based on composite model. **Cement and Concrete Research**, v. 35, n. 3, p. 483–493, 2005. doi:10.1016/j.cemconres.2004.08.002.
- FERRARIS, Chiara F. Measurement of the Rheological Properties of High Performance Concrete: State of the Art Report. **Journal of Research of the National Institute of Standards and Technology**, v. 104, n. 5, p. 461–478, 1999. doi:10.6028/jres.104.028.
- FERRARIS, Chiara F.; OBLA, Karthik H.; HILL, Russell. The influence of mineral admixtures on the rheology of cement paste and concrete. **Cement and Concrete Research**, v. 31, n. 2, p. 245–255, 2001. doi:10.1016/S0008-8846(00)00454-3.
- GARDNER, N. J.; LOCKMAN, M. J. Design Provisions for Drying Shrinkage and Creep of Normal-Strength Concrete. **Materials Journal**, v. 98, n. 2, p. 159–167, 2001. Disponível em: <<https://www.concrete.org/publications/getarticle.aspx?m=icap&pubID=10199>>.
- GOEL, Rajeev; KUMAR, Ram; PAUL, D. K. Comparative Study of Various Creep and Shrinkage Prediction Models for Concrete. **Journal of Materials in Civil Engineering**, v. 19, n. 3, p. 249–260, 2007. doi:10.1061/(ASCE)0899-1561(2007)19:3(249).
- GÜNEYISI, Erhan; GESOĞLU, Mehmet; ÖZBAY, Erdoğan. Strength and drying shrinkage properties of self-compacting concretes incorporating multi-system blended mineral admixtures. **Construction and Building Materials**, v. 24, n. 10, p. 1878–1887, 2010. doi:10.1016/j.conbuildmat.2010.04.015.
- GUNNELIUS, K. R.; LUNDIN, T. C.; ROSENHOLM, J. B.; PELTONEN, J. Rheological characterization of cement pastes with functional filler particles. **Cement and Concrete Research**, v. 65, p. 1–7, 2014. doi:10.1016/j.cemconres.2014.06.010.
- GUO, Yuanchen; QIAN, Jueshi; WANG, Xue. Pore Structure and Influence of Recycled Aggregate Concrete on Drying Shrinkage. **Mathematical Problems in Engineering**, v. 2013, p. 7, 2013. doi:10.1155/2013/912412.

- HU, Jiong; WANG, Kejin. Effect of coarse aggregate characteristics on concrete rheology. **Construction and Building Materials**, v. 25, n. 3, p. 1196–1204, 2011. doi:10.1016/j.conbuildmat.2010.09.035.
- IDIART, Andrés Enrique. **Coupled analysis of degradation processes in concrete specimens at the meso-level**: Universitat Politècnica de Catalunya, 2009. ISBN 8469271415. Disponível em: <http://www.researchgate.net/profile/Andres_Idiart/publication/260243295_PhD_Thesis_Andres_IDIART/links/0f31753046dbb1f234000000.pdf>.
- INTERNATIONAL ENERGY AGENCY. Cement Technology Roadmap: Carbon Emissions Reductions up to 2050. Disponível em: <<https://www.iea.org/publications/freepublications/publication/Cement.pdf>>.
- ITIM, Ahmed; EZZIANE, Karim; KADRI, El-Hadj. Compressive strength and shrinkage of mortar containing various amounts of mineral additions. **Construction and Building Materials**, v. 25, n. 8, p. 3603–3609, 2011. doi:10.1016/j.conbuildmat.2011.03.055.
- JAU, Wen-Chen; YANG, Ching-Ting. Development of a modified concrete rheometer to measure the rheological behavior of conventional and self-consolidating concretes. **Cement and Concrete Composites**, v. 32, n. 6, p. 450–460, 2010. doi:10.1016/j.cemconcomp.2010.01.001.
- KHATIB, J. M. Performance of self-compacting concrete containing fly ash. **Construction and Building Materials**, v. 22, n. 9, p. 1963–1971, 2008. doi:10.1016/j.conbuildmat.2007.07.011.
- KHOKHAR, M.I.A.; ROZIERE, E.; TURCRY, P.; GRONDIN, F.; LOUKILI, A. Mix design of concrete with high content of mineral additions: Optimisation to improve early age strength. **Cement and Concrete Composites**, v. 32, n. 5, p. 377–385, 2010. doi:10.1016/j.cemconcomp.2010.01.006.
- LAGERBLAD, Björn; GRAM, Hans-Erik; WESTERHOLM, Mikael. Evaluation of the quality of fine materials and filler from crushed rocks in concrete production. **Construction and Building Materials**, v. 67, p. 121–126, 2014. doi:10.1016/j.conbuildmat.2013.10.029.
- LEE, N. K.; JANG, J. G.; LEE, H. K. Shrinkage characteristics of alkali-activated fly ash/slag paste and mortar at early ages. **Cement and Concrete Composites**, v. 53, p. 239–248, 2014. doi:10.1016/j.cemconcomp.2014.07.007.
- LEEMANN, Andreas; LURA, Pietro; LOSER, Roman. Shrinkage and creep of SCC – The influence of paste volume and binder composition. **Construction and Building Materials**, v. 25, n. 5, p. 2283–2289, 2011. doi:10.1016/j.conbuildmat.2010.11.019.
- LI, Jianyong; YAO, Yan. A study on creep and drying shrinkage of high performance concrete. **Cement and Concrete Research**, v. 31, n. 8, p. 1203–1206, 2001. doi:10.1016/S0008-8846(01)00539-7.
- MA, Bao-guo; WEN, Xiao-dong; WANG, Ming-yuan; YAN, Jia-jia; XIAO-JIAN, Gao. Drying Shrinkage of Cement-Based Materials Under Conditions of Constant Temperature and Varying Humidity. **Journal of China University of Mining and Technology**, v. 17, n. 3, p. 428–431, 2007. doi:10.1016/S1006-1266(07)60119-9.

- MEHTA, P. Kumar (Ed.). **Sustainable cements and concrete for the climate change era—a review**. Ancona, Italy: Citeseer, 2010. ISBN 978-1-4507-1490-7. Disponível em: <<http://citeseerx.ist.psu.edu/viewdoc/download?doi=10.1.1.457.2738&rep=rep1&type=pdf>>.
- MEHTA, P. Kumar; MONTEIRO, Paulo J. M. **Concrete**: Microstructure, properties, and materials. 3. ed. New York: McGraw-Hill, 2006. xxi, 659. ISBN 9780071462891.
- MILLER, Sabbie A.; MONTEIRO, Paulo J.M.; OSTERTAG, Claudia P.; HORVATH, Arpad. Comparison indices for design and proportioning of concrete mixtures taking environmental impacts into account. **Cement and Concrete Composites**, v. 68, p. 131–143, 2016. doi:10.1016/j.cemconcomp.2016.02.002.
- MINDESS, Sidney; YOUNG, J. Francis; DARWIN, David. **Concrete**, 2003. ISBN 0130646326. Disponível em: <<http://trid.trb.org/view.aspx?id=1154891>>.
- MONTE, Renata; SILVA, Anna Carolina M. A.; FIGUEIREDO, Antonio D. VII SBTA 2007 – Avaliação da Influência do teor de ar no Módulo de Elasticidade de Argamassas. Disponível em: <<http://www.consitra.org.br/vii-sbta-2007-avaliacao-da-influencia-do-teor-de-ar-no-modulo-de-elasticidade-de-argamassas/>>. Acesso em: 26 nov. 2015.
- MÜLLER, Christoph. Use of cement in concrete according to European standard EN 206-1. **HBRC Journal**, v. 8, n. 1, p. 1–7, 2012. doi:10.1016/j.hbrcj.2012.08.001.
- NEVILLE, A. M.; BROOKS, J. J. **Concrete technology**. Harlow: Longman Scientific & Technical, 1987. ISBN 0470207167.
- OLIVEIRA, Ivone Regina de; STUDART, André R; PILEGGI, Rafael G; PANDOLFELLI, Victor C. **Dispersão e empacotamento de partículas**: Princípios e aplicações em processamento cerâmico. São Paulo: Fazendo Arte, 2000. 195 p. ISBN 9788586425158.
- OLLIVIER, J. P.; MASO, J. C.; BOURDETTE, B. Interfacial transition zone in concrete. **Advanced Cement Based Materials**, v. 2, n. 1, p. 30–38, 1995. doi:10.1016/1065-7355(95)90037-3.
- PAPADAKIS, Vagelis G.; VAYENAS, Costas G.; FARDIS, Michael N. Fundamental modeling and experimental investigation of concrete carbonation. **Materials Journal**, v. 88, n. 4, p. 363–373, 1991.
- PARK, C. K.; NOH, M. H.; PARK, T. H. Rheological properties of cementitious materials containing mineral admixtures. **Cement and Concrete Research**, v. 35, n. 5, p. 842–849, 2005. doi:10.1016/j.cemconres.2004.11.002.
- PEÑA, Manuel R Grullon. **Estudo da Fissuração Associada à Retração em Argamassas para Reparo em Estruturas de Concreto**, 2004. Disponível em: <<http://www.teses.usp.br/teses/disponiveis/3/3146/tde-03042005-122443/en.php>>.
- PETTIJOHN, F. J.; POTTER, Paul Edwin; SIEVER, Raymond. **Sand and Sandstone**. 2. ed. New York, NY: Springer, 1987. 553 p. ISBN 9780387963501. Disponível em: <<http://dx.doi.org/10.1007/978-1-4612-1066-5>>.

- PILEGGI, R. G.; RAMAL, F. T.; PAIVA, A. E.; PANDOLFELLI, V. C. High performance refractory castables: particle size design. **Refract. Appl. News**, v. 8, n. 5, p. 17–21, 2003.
- PROSKE, Tilo; HAINER, Stefan; REZVANI, Moien; GRAUBNER, Carl-Alexander. Eco-friendly concretes with reduced water and cement content – Mix design principles and application in practice. **Construction and Building Materials**, v. 67, p. 413–421, 2014. doi:10.1016/j.conbuildmat.2013.12.066.
- ROZIÈRE, E.; GRANGER, S.; TURCRY, Ph.; LOUKILI, A. Influence of paste volume on shrinkage cracking and fracture properties of self-compacting concrete. **Cement and Concrete Composites**, v. 29, n. 8, p. 626–636, 2007. doi:10.1016/j.cemconcomp.2007.03.010.
- SAHU, Sada; DECRISTOFARO, Nicholas. Solidia Cement™, 2013. Disponível em: <<http://solidiatech.com/wp-content/uploads/2014/02/Solidia-Cement-White-Paper-12-17-13-FINAL.pdf>>.
- SANT, Gaurav; FERRARIS, Chiara F.; WEISS, Jason. Rheological properties of cement pastes: A discussion of structure formation and mechanical property development. **Cement and Concrete Research**, v. 38, n. 11, p. 1286–1296, 2008. doi:10.1016/j.cemconres.2008.06.008.
- SELLEVOLD, Erik J. Mercury porosimetry of hardened cement paste cured or stored at 97 C. **Cement and Concrete Research**, v. 4, n. 3, p. 399–404, 1974. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/0008884674901057>>.
- STRUBLE, Leslie J.; JI, Xihuang. 9 - Rheology. In: RAMACHANDRAN, V.; BEAUDOIN, J. J. (Org.). **Handbook of Analytical Techniques in Concrete Science and Technology**, Norwich, NY: William Andrew Publishing, 2001. ISBN 978-0-8155-1437-4. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/B9780815514374500126>>, p. 333–367.
- TAM, C. M.; TAM, Vivian W.Y.; NG, K. M. Assessing drying shrinkage and water permeability of reactive powder concrete produced in Hong Kong. **Construction and Building Materials**, v. 26, n. 1, p. 79–89, 2012. doi:10.1016/j.conbuildmat.2011.05.006.
- Testing concrete Part 203 Recommendations for measurement of velocity of ultrasonic pulses in concrete, Part 203.** BSI, 1986. (BS 1881 : Part 203 : 1986). ISBN 9780580152160.
- TIA, Mang; LIU, Yanjun; BROWN, Danny. **Modulus of Elasticity, Creep and Shrinkage of Concrete**, 2005/04.
- VALCUENDE, M.; MARCO, E.; PARRA, C.; SERNA, P. Influence of limestone filler and viscosity-modifying admixture on the shrinkage of self-compacting concrete. **Cement and Concrete Research**, v. 42, n. 4, p. 583–592, 2012. doi:10.1016/j.cemconres.2012.01.001.
- VANCE, Kirk; SANT, Gaurav; NEITHALATH, Narayanan. The rheology of cementitious suspensions: A closer look at experimental parameters and property determination using common rheological models. **Cement and**

- Concrete Composites**, v. 59, p. 38–48, 2015.
doi:10.1016/j.cemconcomp.2015.03.001.
- VARHEN, Christian; DILONARDO, Isabela; ROMANO, Roberto Cesar de Oliveira; PILEGGI, Rafael Giuliano; FIGUEIREDO, Antonio Domingues de. Effect of the substitution of cement by limestone filler on the rheological behaviour and shrinkage of microconcretes. **Construction and Building Materials**, v. 125, p. 375–386, 2016. doi:10.1016/j.conbuildmat.2016.08.062.
- WALLEVIK, Olafur Haraldsson; WALLEVIK, Jon Elvar. Rheology as a tool in concrete science: The use of rheographs and workability boxes. **Cement and Concrete Research**, v. 41, n. 12, p. 1279–1288, 2011.
doi:10.1016/j.cemconres.2011.01.009.
- WASSERMANN, R.; KATZ, A.; BENTUR, A. Minimum cement content requirements: a must or a myth? **Materials and Structures**, v. 42, n. 7, p. 973–982, 2009.
doi:10.1617/s11527-008-9436-0.
- WEBB, Paul; ORR, Clyde. **Analytical methods in fine particle technology**. Norcross, Ga.: Micromeritics Instrument Corporation, 1997. ISBN 096567830X.
- WESTMAN, A. R_E; HUGILL, H. R. The packing of particles. **Journal of the American Ceramic Society**, v. 13, n. 10, p. 767–779, 1930.
- ZHANG, Jun; HOU, Dongwei; HAN, Yudong. Micromechanical modeling on autogenous and drying shrinkages of concrete. **Construction and Building Materials**, v. 29, p. 230–240, 2012. doi:10.1016/j.conbuildmat.2011.09.022.
- ZHANG, Wenyan; HAMA, Yukio; NA, Seung Hyun. Drying shrinkage and microstructure characteristics of mortar incorporating ground granulated blast furnace slag and shrinkage reducing admixture. **Construction and Building Materials**, v. 93, p. 267–277, 2015. doi:10.1016/j.conbuildmat.2015.05.103.