



Antonyony Carlos Jordão Heitor

Estudo teórico-experimental de Vigamento de Piso tipo “Stub-Girder” Modificado

TESE DE DOUTORADO

Tese apresentada como requisito parcial para obtenção do grau de Doutor pelo Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil do Departamento de Engenharia Civil e Ambiental da PUC-Rio.

Orientador: Raul Rosas e Silva

Co-orientador: Sebastião Arthur Lopes de Andrade



Antonyony Carlos Jordão Heitor

**Estudo Teórico-experimental de Vigamento de Piso tipo
“Stub-Girder” Modificado**

TESE DE DOUTORADO

Tese apresentada como requisito parcial para obtenção do grau de Doutor pelo Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil do Departamento de Engenharia Civil e Ambiental da PUC-Rio. Aprovada pela comissão examinadora abaixo.

Prof. Raul Rosas e Silva

Orientador

Departamento de Engenharia Civil – PUC-Rio

Prof. Sebastião Arthur Lopes de Andrade

Co-orientador

Consultor Independente

Prof. Ney Augusto Dumont

Departamento de Engenharia Civil – PUC-Rio

Prof. Luciano Rodrigues Ornelas de Lima

Departamento de Engenharia Civil – UERJ

Prof. André Tenchini da Silva

Departamento de Engenharia Civil – UERJ

Prof. Giuseppe Barbosa Guimarães

Consultor Independente

Rio de Janeiro, 30 de abril de 2020.

Todos os direitos reservados. É proibida a reprodução total ou parcial do trabalho sem autorização da universidade, do autor e do orientador.

Antonyony Carlos Jordão Heitor

Graduou-se em Engenharia Civil em 2014 na Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro e concluiu o mestrado em 2017, no Programa da Pós-Graduação em Engenharia Civil do departamento de Engenharia Civil e Ambiental da universidade supracitada. Na PUC-Rio, desenvolveu pesquisas na área de estruturas, atuando na linha de estruturas metálicas e mistas. Também atuou como professor substituto no Departamento de Estruturas da Escola Politécnica da Universidade Federal do Rio de Janeiro (UFRJ).

Ficha Catalográfica

Heitor, Antonyony Carlos Jordão

Estudo teórico-experimental de vigamento de piso tipo “stub-girder” modificado / Antonyony Carlos Jordão Heitor ; orientador: Raul Rosas e Silva ; co-orientador: Sebastião Arthur Lopes de Andrade. – 2020.

107 f. : il. color. ; 30 cm

Tese (doutorado)–Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, Departamento de Engenharia Civil e Ambiental, 2020.

Inclui bibliografia

1. Engenharia Civil e Ambiental - Teses. 2. Estruturas de aço. 3. Vigamentos de piso. 4. Estruturas mistas. 5. Stub-girder. 6. Análise numérica. I. Silva, Raul Rosas e. II. Andrade, Sebastião Arthur Lopes de. III. Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro. Departamento de Engenharia Civil e Ambiental. IV. Título.

CDD: 624

Para minha vó Elena Brandina Jordão, a primeira pessoa que acreditou que eu seria capaz de chegar até aqui. Nosso amor é infinito. E para o Andre Matos, meu ídolo para sempre.

Agradecimentos

Aos meus orientadores, Sebastião e Raul, não é possível encontrar palavras para agradecer toda a ajuda que me deram ao longo dos anos de graduação, mestrado e doutorado.

A minha mãe e minha avó, amores da minha vida, que fizeram o possível e o impossível para que eu chegasse até aqui.

A Dona Nelly e dona Helelisse, minha família do coração aqui no Rio.

Aos professores do departamento de estruturas da PUC-Rio.

Aos professores Luciano Rodrigues O. de Lima e André Tenchini da Silva, da Faculdade de Engenharia da UERJ.

Aos meus amigos, especialmente Bruno Dias e João Domingos, que estiveram comigo em todos os momentos de minha jornada.

Ao CNPq pelo auxílio financeiro no desenvolvimento deste trabalho.

O presente trabalho foi realizado com apoio da Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior - Brasil (CAPES) - Código de Financiamento 001.

Resumo

Heitor, Antonyony Carlos Jordão; Andrade, Sebastião Arthur Lopes de (Orientador); **Estudo Teórico-experimental de Vigamento de Piso tipo “Stub-Girder” Modificado**; Rio de Janeiro, 2021. 106 p. Tese de Doutorado – Departamento de Engenharia Civil, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro.

O uso de sistemas estruturais mistos no mercado brasileiro tem aumentado nos últimos anos. Nesses sistemas as seções de diversos elementos estruturais são compostas por aço e concreto e suas resistências à tração e à compressão, respectivamente, são utilizadas de forma otimizada. Este estudo tem por objetivo avaliar o comportamento estrutural do vigamento de piso misto tipo *Stub-Girder*, modificado para melhor aproveitamento dos perfis em sua fabricação. O estudo é baseado em formulações não lineares físicas por meio do método dos elementos finitos (MEF), com uso do software ANSYS. Para calibrar o modelo numérico, foram utilizados dados de ensaios em escala real disponíveis na literatura, além de um ensaio em escala real realizado no Laboratório de Estruturas do departamento de Engenharia Civil e Ambiental da PUC-Rio. Uma análise paramétrica foi realizada utilizando diversos tipos de perfis disponíveis no mercado brasileiro para que o sistema *Stub-Girder* modificado pudesse ser avaliado no que diz respeito à resistência e rigidez. Foi ainda mostrado que os modelos constitutivos adotados para o concreto apresentam resultados coerentes e próximos dos obtidos em laboratório.

Palavras-chave

Estruturas de Aço; Vigamentos de Piso; Estruturas Mistas; *Stub-girder*; Análise numérica; Ensaio em escala real;

Abstract

Heitor, Antonyony Carlos Jordão; Silva, Raul Rosas (Advisor); Andrade, Sebastião Arthur Lopes de (Co-advisor); **Theoretical and Experimental Study of a Modified Stub-Girder Floor System**; Rio de Janeiro, 2021. 106 p. DSc. Thesis – Departamento de Engenharia Civil, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro.

Steel-concrete composite structural systems are increasingly adopted in Brazil's construction industry. In these systems steel and concrete are used to create sections that behave in structurally efficient manner by utilizing steel's tensile strength and concrete's compressive strength. The purpose of this research is to evaluate the structural behavior of a Stub-Girder floor system, modified to improve the use of steel profiles in its manufacturing process. A numerical procedure is developed, based on nonlinear analysis through the use of the finite element method (FEM), employing the software ANSYS. To calibrate the numerical model, data from full-scale tests available in the literature were used in addition to a full-scale test carried out in the Structures Laboratory (Civil Engineering and Environment department, PUC-Rio). A parametric analysis was performed using several types of profiles available in the Brazilian market so that the modified stub-girder system could be evaluated regarding strength and stiffness. The constitutive models for concrete were shown to be coherent with laboratory results.

Key-words

Sumário

1	Introdução	12
1.1.	Considerações Iniciais e Objetivos	12
1.2.	Estrutura do documento	15
2	Sistema de vigamento de pisos <i>Stub-Girder</i>	17
2.1.	Considerações iniciais	17
2.2.	Sistema <i>Stub-Girder</i>	18
2.3.	Revisão Bibliográfica	20
2.4.	Critérios de Projeto	25
2.5.	Layout dos <i>stubs</i> e do banzo inferior	25
2.6.	Análise numérica do sistema de pisos <i>Stub-Girder</i> e verificação da resistência dos elementos do <i>Stub-Girder</i>	26
2.7.	Projeto dos conectores de cisalhamento	28
2.7.1.	Resistência de conectores tipo <i>Perfobond</i>	29
2.8.	Projeto das soldas do <i>Stub-Girder</i> e verificação dos deslocamentos	29
2.9.	Sistema <i>Stub-Girder</i> modificado: considerações iniciais e mudanças propostas	30
3	Programa experimental	32
3.1.	Introdução	32
3.2.	Preparação do ensaio	32
3.3.	Caracterização dos materiais	36
3.3.1.	Concreto	36
3.3.2.	Aço	37

3.4. Instrumentação	38
3.5. Sistema de ensaio	39
3.6. Ensaio do modelo SGM-L	41
4 Resultados do ensaio em escala real	43
4.1. Resultados experimentais do modelo SGM-L	43
4.1.1. Comportamento do sistema	44
4.2. Interface aço-concreto	45
4.3. Deformações	48
5 Modelo numérico	51
5.1. Introdução	51
5.2. Software de modelagem estrutural	51
5.3. Tipos de elemento	52
5.3.1. Laje de concreto	52
5.3.2. Perfis de aço	52
5.3.3. Conectores de cisalhamento	53
5.3.4. Armaduras	54
5.4. Modelos constitutivos	55
5.4.1. Aço	55
5.4.2. Concreto	56
5.5. Condições de contorno e aplicação de carregamentos	60
5.6. Tipo de análise	60
5.7. Validação do modelo numérico	60
5.7.1. Lam e Hosain.	60
5.7.2. Modelo SGM-L	63
5.8. Análise paramétrica	68
5.9. Curvas carga <i>versus</i> deslocamento	70
5.10. Critério de plastificação de von Mises [45]	75
5.11. Laje de concreto	76
5.12. Discussão	78
6 Modelo simplificado	79
6.1. Introdução	79

6.2. Modelo Simplificado de Ritchie e Chien [3]	79
6.3. Modelo estrutural do sistema modificado	80
6.4. Resistência do sistema modificado	82
6.4.1. Método dos estados limites	82
6.4.2. Resistências de projeto dos elementos segundo a CSA S16.1 [4]	83
6.5. Resistências nominais dos modelos	89
6.5.1. Modelo simplificado SGM-L	89
6.5.2. Modelos SGM-01 a SGM-07 e SGM-15 a SGM-21	92
6.6. Deslocamentos	95
7 Considerações finais	97
Referências Bibliográficas	99

Lista de figuras

Figura 1.1. Sistema de pisos <i>Stub-Girder</i> ¹	13
Figura 1.2. Sistema de pisos <i>Stub-Girder</i> modificado	13
Figura 1.3. Seções a, b e c	14
Figura 2.1. Sistema de vigamentos de piso tipo <i>Stub-Girder</i> [3]	17
Figura 2.2. Integração estrutural e mecânica de um piso típico de <i>Stub-Girder</i> [3]	22
Figura 2.3. <i>Stub-Girders</i> usuais [3]	26
Figura 2.4. Modelo estrutural Vierendeel para análise computacional [3]	27
Figura 2.5. Conector de cisalhamento <i>Perfobond</i>	29
Figura 2.6. Sistema modificado	30
Figura 2.7. Modelo simplificado proposto por Ritchie e Chien [3]	31
Figura 2.8. Layout de um pavimento com uso do sistema <i>Stub-Girder</i> modificado	31
Figura 3.1. Geometrias da Seção W150 x 29,8 (H), seção W250 x 28,4, tela soldada Q283 ² e <i>Perfobond</i>	33
Figura 3.2. Modelo SGM-L	33
Figura 3.3. Corte A-A	33
Figura 3.4. Montagem do modelo SGM-L	34
Figura 3.5. Fabricação da forma	35
Figura 3.6. Montagem da viga	35
Figura 3.7. Viga após a concretagem	36
Figura 3.8. Corpo de prova de acordo com ASTM A370 [37]	37
Figura 3.9. Posicionamento dos extensômetros	39
Figura 3.10. Extensômetros E23 e E24	40
Figura 3.11. Posicionamento dos transdutores de deslocamento	40
Figura 3.12. Sistema de aplicação de carga	40
Figura 3.13. Sistema de aplicação de carga	41
Figura 3.14. Viga e sistema de aplicação de carga	42
Figura 4.1. Modelo SGM-L após o ensaio	42

Figura 4.2. Separação entre o perfil de aço e a laje de concreto	45
Figura 4.3. Curva carga versus deslocamento obtida no ensaio	46
Figura 4.4. Transdutor para medição do deslizamento entre a laje de concreto e o perfil de aço	47
Figura 4.5. Momento fletor solicitante versus deslizamento	48
Figura 4.6. Extensômetros E1, E2, E4 e E5	50
Figura 4.7. Extensômetros E6, E7 e E8	50
Figura 4.8. Extensômetros E10, E11 e E12	51
Figura 4.9. Extensômetros E26, E28 e E29	53
Figura 5.1. Elemento SOLID186 [39]	53
Figura 5.2. Elemento SHELL181 [39]	53
Figura 5.3. Elemento COMBIN39 [39]	54
Figura 5.4. Curva carga-deslizamento utilizada no modelo	55
Figura 5.5. Elemento REINF264 [39]	55
Figura 5.6. Modelo composto pelas superfícies de Drucker-Prager para tração e compressão [42]	57
Figura 5.7. Amolecimento por compressão e tração do modelo Exponential	58
Figura 5.8. Amolecimento por compressão e tração do modelo <i>Steel Reinforcement</i>	59
Figura 5.9. Amolecimento por compressão e tração do modelo Fracture Energy [42]	59
Figura 5.10. Amolecimento por compressão do modelo Linear [42]	59
Figura 5.11. Geometria dos modelos SGC	63
Figura 5.12. Curvas carga-deslocamento das vigas SGC-5, SGC-6 e SGC-7 (ensaio em escala real e modelos numéricos)	63
Figura 5.13. Geometria do modelo numérico SGM-L	64
Figura 5.14. Geometria do modelo numérico SGM-L	64
Figura 5.15. Armadura criada com elementos REINF264	65
Figura 5.16. Curvas carga-deslocamento do modelo SGM-L	68
Figura 5.17. Fissuração na parte inferior da laje de concreto	69
Figura 5.18. Curvas carga-deslocamento do Grupo 1	71
Figura 5.19. Curvas carga-deslocamento do Grupo 2	72
Figura 5.20. Curvas carga-deslocamento do Grupo 3	72

Figura 5.21. Curvas carga-deslocamento do Grupo 4	73
Figura 5.22. Carga máxima versus relação entre áreas do stubs e da corda inferior	75
Figura 5.23. Carga máxima versus relação entre momentos de inércia dos stubs e da corda inferior	76
Figura 5.24. Tensões de von Mises (em MPa)	77
Figura 5.25. Tensões longitudinais na base da laje de concreto	78
Figura 6.1. Modelo simplificado proposto por Ritchie e Chien [3]	80
Figura 6.2. Modelo simplificado do sistema modificado	81
Figura 6.3. Seção transversal do sistema SGM-L	82
Figura 6.4. Esforços solicitantes nos <i>stubs</i>	86
Figura 6.5. Modelo simplificado SGM-L	90
Figura 6.6. Momentos fletores solicitantes (em kNm)	90
Figura 6.7. Esforços cortantes solicitantes (em kN)	90
Figura 6.8. Esforços axiais (em kN)	91
Figura 6.9. Cargas máximas obtidas no teste em escala real, modelo numérico no ANSYS e modelo simplificado	92

Lista de tabelas

Tabela 2.1. Lista parcial de estruturas construídas com <i>Stub-Girder</i> [3]	18
Tabela 2.2. Larguras adequadas para as aberturas do <i>Stub-Girder</i> [3]	26
Tabela 2.3. Verificações necessárias para os elementos do <i>Stub-Girder</i>	27
Tabela 3.1. Resistência à compressão do concreto	36
Tabela 3.2. Resultados dos ensaios de tração direta	37
Tabela 4.1. Cargas e momentos solicitantes no regime linear e não linear	46
Tabela 4.2. Deslizamentos nas extremidades do modelo SGM-L	48
Tabela 5.1. Modelo SGC-5	[9] 61
Tabela 5.2. Modelo SGC-6	[9] 62
Tabela 5.3. Modelo SGC-7	[9] 62
Tabela 5.4. Resumo das propriedades mecânicas do concreto	66
Tabela 5.5. Propriedades mecânicas dos aços utilizados no modelo SGM-L	67
Tabela 5.6. Resumo dos resultados obtidos no teste em escala real e no modelo numérico SGM-L	69
Tabela 5.7. Modelos Analisados	70
Tabela 5.8. Cargas máximas atingidas pelos modelos numéricos	73
Tabela 5.9. Relações geométricas (Grupos 1 e 2)	74
Tabela 5.10. Relações geométricas (Grupos 3 e 4)	74
Tabela 6.1. Resistências nominais dos elementos do modelo SGM-L	89
Tabela 6.2. Taxas de utilização dos elementos do modelo SGM-L	91

Tabela 6.3. Resistências nominais dos elementos do modelo SGM-01	92
Tabela 6.4. Resistências nominais dos elementos do modelo SGM-02	92
Tabela 6.5. Resistências nominais dos elementos do modelo SGM-03	93
Tabela 6.6. Resistências nominais dos elementos do modelo SGM-04	93
Tabela 6.6. Resistências nominais dos elementos do modelo SGM-05	93
Tabela 6.8. Resistências nominais dos elementos do modelo SGM-06	93
Tabela 6.9. Resistências nominais dos elementos do modelo SGM-07	93
Tabela 6.10. Resistências nominais dos elementos do modelo SGM-15	94
Tabela 6.11. Resistências nominais dos elementos do modelo SGM-16	94
Tabela 6.12. Resistências nominais dos elementos do modelo SGM-17	94
Tabela 6.13. Resistências nominais dos elementos do modelo SGM-18	94
Tabela 6.14. Resistências nominais dos elementos do modelo SGM-19	94
Tabela 6.15. Resistências nominais dos elementos do modelo SGM-20	94
Tabela 6.16. Resistências nominais dos elementos do modelo SGM-21	95
Tabela 6.16. Cargas máximas possíveis encontradas para os modelos	95

1 Introdução

1.1. Considerações Iniciais e Objetivos

Este trabalho continua a pesquisa de Heitor [1], que propôs a modificação do sistema de vigamentos de pisos tipo *Stub-Girder* criado por Colaco [2] e avaliou o comportamento do sistema modificado por meio de modelos numéricos disponíveis no software de análise estrutural ANSYS.

Sistemas de pisos mistos de aço e concreto são capazes de unir perfis de aço, sejam eles laminados ou soldados, a um sistema de lajes de concreto maciças ou formadas por formas metálicas (sistema *Steel-deck*). Dessa maneira, o projeto e a construção de estruturas mistas consistem na utilização, de modo simultâneo, das capacidades do aço e do concreto de modo a resistir a esforços de tração e compressão, respectivamente, de maneira que sejam aumentadas a resistência e a rigidez do sistema, com gasto otimizado de materiais.

Neste contexto, existem inúmeros sistemas que fazem uso das vantagens oferecidas pelo uso simultâneo de aço e concreto, sendo alguns exemplos, os sistemas de vigas mistas, pilares mistos, lajes mistas, treliças mistas e o sistema de piso tipo *Stub-Girder*.

No Brasil, a construção mista ainda não é utilizada tão frequentemente quanto em países como Canadá e Estados Unidos. Este trabalho e a pesquisa associada a ele são mais um esforço no que tange a mostrar as vantagens dos sistemas mistos, marcadamente o sistema de pisos *Stub-Girder*, que foi modificado e deu origem a um novo sistema de vigamentos, que busca diminuir o peso da estrutura quando comparado às vigas mistas convencionais, além de apresentar altura total menor que a dos *Stub-Girders* tradicionais sem perder a vantagem de apresentar aberturas que facilitam a instalação de serviços.

Colaco [2] propôs o sistema misto de piso tipo *Stub-Girder*, que oferece a integração mecânica e estrutural através de aberturas de alma. Além disso, esse sistema gera economia de peso devido à combinação estrutural proposta entre os *Stub-Girders* e as vigas transversais a eles. Ele pode ser classificado como híbrido

entre uma viga de seção I de alma cheia e uma viga tipo Vierendeel, sendo o banzo superior a laje de concreto armado, o banzo inferior um perfil laminado de seção H, e os *stubs*, formados por perfis laminados de seção I que conectam os dois elementos (banzos superior e inferior) para garantir a transferência de esforço cortante entre eles. O sistema é mostrado na Figura 1.1.

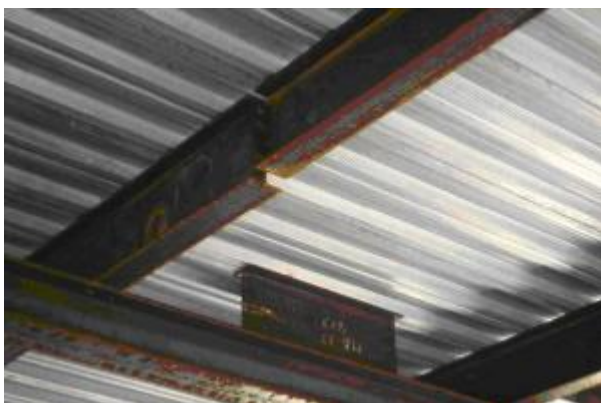


Figura 1.1. Sistema de pisos Stub-Girder¹

O sistema proposto por Heitor [1] é composto por diferentes seções e cada uma delas apresenta um modo de falha distinto. Por meio da integração das tensões obtidas em modelos numéricos realizados no software ANSYS, concluiu-se que na seção 'a', o sistema funciona como uma viga mista, na seção 'b' o sistema atua como os *stubs* externos do sistema original e na seção 'c', a laje está submetida simultaneamente a esforços de compressão e flexão e o banzo inferior a esforços de tração e flexão. O sistema modificado é apresentado nas Figuras 1.2 a 1.5.

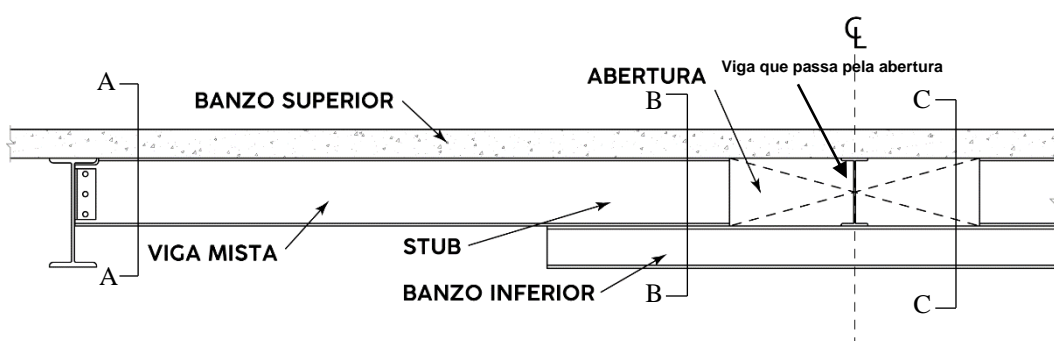


Figura 1.2. Sistema de pisos *Stub-Girder* modificado

¹

Disponível

em:

https://www.steelconstruction.info/File:Fig.5_Composite_stub_girders.png

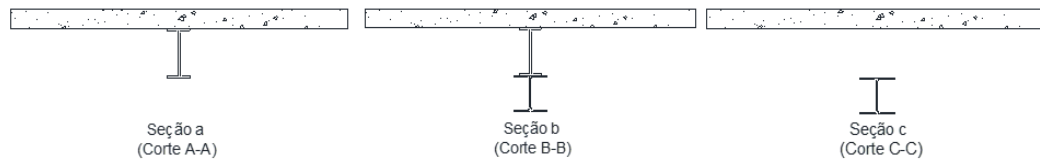


Figura 1.3. Seções a, b e c

O sistema modificado atua como apoio para a viga que passa por sua abertura. Assim, as vigas que passam pelas aberturas são contínuas, possibilitando menor altura das seções utilizadas.

As análises realizadas foram comparadas a esforços retirados do modelo simplificado proposto por Ritchie e Chien [3] e sua resistência obtida por meio da norma canadense CAN S16.1 [4], da *Canadian Standards Association*. Assim, verificou-se a resistência e o modo de ruína da estrutura com uso do modelo simplificado proposto por Ritchie e sua utilidade para o sistema modificado como forma de obtenção dos esforços solicitantes. Além disso, foi realizada a apresentação de um exemplo com o procedimento de projeto para o sistema de vigamentos proposto.

No presente trabalho, o sistema modificado proposto por Heitor [1] é estudado com maior profundidade a fim de proporcionar melhor entendimento de seu funcionamento no que diz respeito a dois importantes aspectos de qualquer sistema construtivo: resistência e rigidez. Neste contexto, os pontos mais importantes a serem tratados são:

- Análise dos resultados do ensaio em escala real realizado no Laboratório de Estruturas e Materiais (LEM-DEC) da PUC-Rio;
- A discussão e comparação dos resultados obtidos no teste em escala real e no modelo de calibração deste ensaio, realizado por meio do método dos elementos finitos com uso do programa ANSYS 19;
- A avaliação da carga e o modo de ruína da estrutura por meio de modelos numéricos realizados no programa ANSYS 19, maiores em número e sofisticação, já que esta versão apresenta novos modelos de material para o concreto, que resultam em maior precisão nos resultados.
- A avaliação e reelaboração do modelo simplificado proposto por Ritchie e Chien [3] e sua utilidade para o sistema modificado como forma de obtenção de esforços solicitantes;

- A discussão do modelo no que se refere ao aspecto econômico, já que um dos principais objetivos deste trabalho é que o sistema modificado possa ser utilizado no mercado da construção civil brasileira.

1.2. Estrutura do documento

O presente trabalho será dividido em sete capítulos, descritos nesta seção.

A tese começa com este capítulo, no qual é apresentada uma introdução a respeito do tema bem como seus objetivos.

O capítulo dois consiste em uma revisão de trabalhos importantes que tem como tema o sistema de vigamento de pisos *Stub-girder* e os conectores de cisalhamento com foco nos utilizados no sistema modificado, os conectores tipo *Perfobond*. Além disso, serão discutidos critérios de projeto e métodos de análise para o sistema *Stub-Girder* e o sistema modificado proposto por Heitor [1].

No capítulo três é apresentado o programa experimental, que consistiu em um teste em escala real, onde são discutidos também a fabricação das vigas, das formas, o processo de montagem e instrumentação do modelo, denominado SGM-L. Além disso, são apresentados e discutidos os dados obtidos no ensaio, como a curva carga *versus* deslocamento e modo de falha, tensões e deformações obtidas.

O capítulo quatro aborda o modelo numérico desenvolvido. Esta análise não-linear física foi executada por meio do método dos elementos finitos com uso do software ANSYS 19. Neste capítulo, ainda, são comparados os resultados do modelo de calibração com aqueles obtidos em laboratório, a fim de validar o modelo numérico.

No capítulo cinco são considerados os resultados obtidos através da análise citada acima para vinte e oito modelos numéricos. Os *stubs* dos modelos são formados por perfis tipo 'I' das séries W250 e W310, enquanto o banzo inferior será formado por perfis da série W150 e W200. Além disso, a influência do vão da viga também será analisada. A laje, em todos os casos, tem 100 mm de espessura com armadura mínima, conforme a ABNT NBR6118:2014 [6].

O capítulo seis trata do modelo simplificado para avaliação do sistema proposto, similar ao proposto por Ritchie [3], do qual a análise será feita com uso *software* FTOOL. Nesta análise, linear elástica, foram obtidos os esforços solicitantes e comparados com os obtidos pelo método dos elementos finitos.

Por fim, o capítulo sete apresenta as considerações finais com as principais conclusões obtidas nesta pesquisa.

2

Sistema de vigamento de pisos *Stub-Girder*

2.1. Considerações iniciais

O sistema de vigamento de pisos *Stub-Girder* foi introduzido no mercado dos Estados Unidos a partir de 1970. O nome deste sistema misto foi cunhado pelo seu principal desenvolvedor, Colaco [2]. O sistema, que pode ser observado na Figura 2.1, oferece integração mecânica e estrutural através de aberturas inerentes a si e por isso, apresenta economia no peso do aço devido à eficiência do sistema misto bem como a combinação entre o projeto das vigas mistas e vigas *Gerber*. Alguns ensaios foram realizados também nos Estados Unidos para complementar os resultados teóricos.

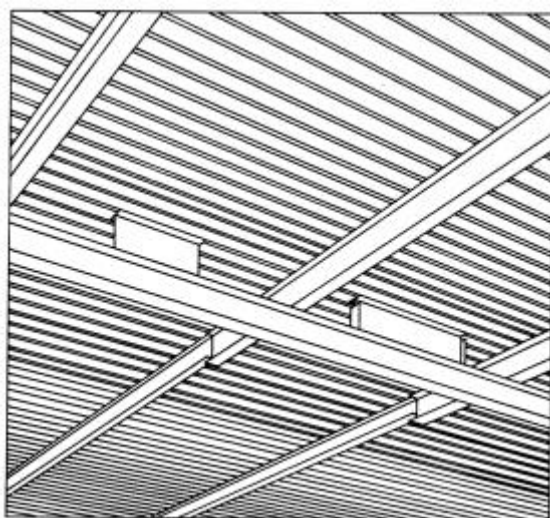


Figura 2.1. Sistema de vigamentos de piso tipo *Stub-Girder* [3]

No Canadá, este sistema foi tema de várias pesquisas, incluindo testes em escala real que resultaram em mudanças significativas em comparação ao conceito original. Essas mudanças incluíram a altura dos perfis, acréscimo de enrijecedores nos *stubs* e reforço na laje de concreto [7]. A Tabela 2.1 apresenta alguns exemplos de construções nas quais foi utilizado o sistema *Stub-Girder*.

Tabela 2.1. Lista parcial de estruturas construídas com *Stub-Girder* [3]

Nome	Nº de andares	Área de piso (m ²)
First International Building Dallas	51	176.000
Mercantil Center St. Louis	35	70.000
XTown Center Tower Southfield	32	48.000
Cullen Center, Dresser Tower Houston	40	93.000
One Allen Center Building Houston	34	88.000
Penzoil Place (twin towers) Houston	37	166.000
Georgia Power Company Headquarters Atlanta	24	71.000
One Houston Center Houston	48	100.000
First City Bank Building Houston	50	130.000
Nova Corporation Head Office Calgary	37	70.000
Manulife Place Edmonton	33	112.000
NRC Bulding Boucherville, Quebec	2	6.800
401 West Georgia Vancouver	22	28.000

2.2. Sistema *Stub-Girder*

O sistema de pisos *Stub-Girder* é um sistema de vigamento de pisos de transferência de cargas gravitacionais. Os *Stub-Girder* são conjuntos tipo Vierendeel, que consistem num banzo inferior composto por um perfil de aço de seção W e um banzo superior composto pela laje de concreto. As ligações intermitentes são compostas também por perfis de aço de seção W (que são

chamados de *stubs*) conectados a ambos os banzos com o objetivo de realizar a transferência de esforço cortante entre os dois elementos. Vigas secundárias passam pelas aberturas e são conectadas também a ambos os banzos. Os *Stub-Girders* podem chegar a 12 metros de vão, com o sistema de vigas secundárias chegando a vãos de 9 metros. O sistema é muito versátil, particularmente no que diz respeito às vigas secundárias, com a altura das vigas variando de acordo com a configuração estrutural e arquitetônica. Tradicionalmente, as pesquisas e construções canadenses concentram-se na utilização de perfis de altura igual a 310 mm para o banzo inferior, enquanto a maior parte dos projetos estadunidenses usa altura do mesmo igual a 360 mm. Para vãos maiores que 13,5 metros o sistema de pisos *Stub-Girder* é impraticável, já que, nesse caso, o modo de ruína da laje torna-se crítico.

As vigas de piso têm altura variando entre 310 e 460 mm e ficam localizadas acima do banzo inferior do *Stub-Girder* e entre os *stubs*, espaçados de 2,5 a 3,5 metros, dependendo do modelo estrutural e da capacidade de carga da laje de concreto. A laje geralmente é mista, sendo composta por concreto e uma forma de aço galvanizado de formato trapezoidal (*steel-deck*) de altura 50 mm ou 75 mm, coberta por aproximadamente 85 mm de concreto de baixa densidade ou 65 a 75 mm de concreto de densidade normal, não sendo indicada resistência característica menor que 25 MPa.

Este sistema de pisos único tem sido usado principalmente para prédios de escritórios onde as cargas variáveis estão entre 2,4 a 4,8 kN/m², excluindo divisórias. Também é utilizado em construções de uso especial, como laboratórios, e é uma boa alternativa para a construção de hospitais.

Estruturalmente, os *Stub-Girders* foram baseados em construções tipo *Gerber* onde as vigas de piso são contínuas em relação a eles e rótulas são adicionadas próximas aos pontos de inflexão para receber os vãos em balanço. As regiões de momento positivo são projetadas como vigas mistas em conjunto com a laje de concreto, garantindo economia de material e aumento da rigidez.

O *Stub-Girder* é analisado como uma viga Vierendeel, com a laje de concreto trabalhando como um banzo superior comprimido, o perfil de aço inferior como um banzo inferior tracionado e os *stubs* como painéis de cisalhamento. É importante ressaltar que, ao usar este sistema, é necessário o uso de escoramentos ao longo do *Stub-Girder* na fase de concretagem, já que nela o

banzo superior não apresenta resistência. Este arranjo permite o uso do aço e do concreto em suas resistências ótimas, resultando em grande eficiência. As aberturas do sistema permitem interação com as instalações mecânicas e estrutural nas duas direções, concedendo a redução da altura total do piso quando comparado a outros sistemas estruturais. Na Figura 2.2 é apresentado o sistema *Stub-Girder* integrado às instalações e vigas *Gerber*.

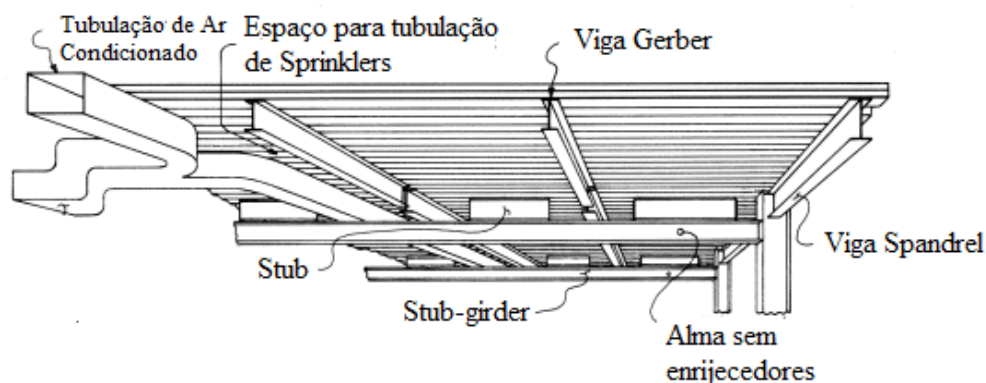


Figura 2.2. Integração estrutural e mecânica de um piso típico de *Stub-Girder* [3]

2.3. Revisão Bibliográfica

Esta seção consiste na revisão bibliográfica considerando pesquisas e trabalhos existentes sobre o tema para melhor entendimento do sistema de vigamento de pisos tipo *stub-girder* e conectores de cisalhamento com foco no tipo *Perfobond*.

Em 1972, o sistema de pisos *Stub-Girder* foi apresentado por Colaco [2], que utilizou um esquema estrutural do tipo Vierendeel, obtendo o conjunto de tensões atuantes e conseqüentemente os esforços solicitantes relacionados. A partir dessas informações foram avaliadas diversas alturas possíveis para o sistema de maneira que ele fosse otimizado.

Harbok e Hosain [8] desenvolveram um programa computacional baseado no método das subestruturas para calcular o deslocamento do sistema, sendo assumida a interação completa entre os *stubs* e a laje de concreto.

Lam e Hosain [9] realizaram sete ensaios em escala real com objetivo de estudar o comportamento dos sistemas de vigamentos de piso *Stub-Girder*. Foram variados vãos e seções dos *stubs* e banzo inferior.

Zimmerman e Bjorhovde [10] realizaram uma série de ensaios em escala real para avaliação do comportamento do sistema de pisos *Stub-Girder*. Além disso, desenvolveram diversos modelos Vierendeel para representar o sistema. Os resultados obtidos foram comparados com aqueles dos testes em escala real, mostrando boa aproximação no que diz respeito à resistência, mas apresentando resultados menores que os reais no que concerne aos deslocamentos. Foram discutidos também os modos de falha que ocorreram nos testes e feitas recomendações sobre análise e projeto de *Stub-Girders*.

Griffis [11] concluiu que os deslocamentos verticais do sistema de pisos *Stub-Girder* são influenciados pelos tamanhos e espaçamentos dos stubs interiores e exteriores e sua resistência última deve-se em grande parte ao perfil de aço que forma o banzo inferior, cuja resistência depende do comprimento dos stubs exteriores. Concluiu também que esse stubs, independentemente do tamanho, devem apresentar enrijecedores de alma em suas extremidades, enquanto os internos dispensam seu uso.

Foo [12] desenvolveu um programa que projeta componentes de estruturas metálicas, incluindo o sistema de pisos *Stub-Girder*. Além disso, o programa é capaz de fazer orçamentos e quantitativos.

Ritchie e Chien [3] produziram um manual de projeto e construção de sistemas mistos em que a resistência é calculada de acordo com a norma canadense S.16 do CSA [4]. No referido trabalho, são apresentadas orientações sobre o projeto e construção do sistema de pisos *Stub-Girder* em tópicos que incluem: considerações sobre a laje de concreto, esboço dos *stubs* e das vigas, *Stub-Girders* calculados como vigas *Gerber* e controle da altura e verificações para os mesmos; propriedades estruturais da laje de concreto reforçadas, modelagem do sistema para análises preliminares, resistência dos componentes do sistema, conectores de cisalhamento, vibração de piso e deslocamentos.

Faria [7] concluiu que quando os *stubs* correspondem a 40% do comprimento total da viga, será encontrada a solução mais econômica para a utilização do sistema. Também foi verificado que o uso de tipos diferentes de perfis soldados resulta em um acréscimo de 2,0 kg/m² em relação aos resultados apresentados no manual supracitado.

Ritchie e Chien [13] conduziram novos estudos sobre sistemas de vigamentos de piso, incluindo os *Stub-Girders*, vigas mistas e treliças mistas.

Cada um desses sistemas foi analisado e discutido, incluindo o sistema de laje mista *steel-deck*, além de reforços necessários nas lajes de concreto e qualidade do concreto, especialmente no que diz respeito à retração e fluência. Foi concluído que as características que tornam estes sistemas atrativos são a eficiência no que se refere a vãos de maior comprimento, a integração otimizada da estrutura com outros sistemas mecânicos, bem como menores deslocamentos sob a ação de cargas permanentes e variáveis.

Wang *et al.* [14] apresentou dois métodos para determinar a resistência última dos *Stub-Girders*, onde é assumida a interação completa entre os *stubs* e a laje de concreto. No primeiro modelo, o *Stub-Girder* é calculado como uma viga Vierendeel, de forma a ser derivada uma expressão explícita para a resistência última. O segundo método consistiu na análise computacional do sistema utilizando o *software* ABAQUS para a análise não linear do sistema.

Showalter [15] realizou diversos ensaios em escala real, incluindo o sistema de pisos *Stub-Girder* e concluiu que a plastificação ocorreu de forma acentuada apenas no banzo inferior.

Ismail *et al.* [16, 17] investigaram diferentes parâmetros, como o efeito do tipo de carregamento, localização e altura dos *stubs*, que podem influenciar a maneira como o sistema se comporta.

Ismail *et al.* [18] desenvolveram diversos modelos com uso do método dos elementos finitos, em duas e três dimensões, a fim de estudar o comportamento do sistema de pisos *Stub-Girder*, considerando interação parcial e total entre os perfis de aço e a laje de concreto. Os modelos desenvolvidos apresentaram excelentes resultados quando comparados a dados de testes em escala real. Também foi observado que, quando o esmagamento do concreto é ativado, a análise termina prematuramente.

De acordo com Cosenza & Zandonini [21], desde o início do século passado, melhoras nas ligações entre elementos vêm sendo feitas, sendo importante frisar o sistema de abas patenteado por Julius Kahn em 1903, tendo sido realizados estudos na Europa e na América do Norte. A grande inovação neste campo veio com o uso dos conectores studs em 1956.

Oehlers e Bradford [22] analisaram o comportamento de estruturas mistas de aço e concreto com ênfase na atuação dos conectores de cisalhamento, considerando interação parcial e total.

Na década de 40, foram feitos ensaios em laboratório para testar os conectores com uso de perfis laminados com seção tipo “U”, cantoneiras e “H”. Os estudos que culminaram no uso dos conectores tipo *stud* mundialmente se iniciaram no começo da década de 50. Este tipo de conector se difundiu facilmente por características construtivas que proporcionam rapidez e eficiência no que diz respeito à rigidez e ação mista do sistema.

Zellner [23] frisa que os conectores tipo *Perfobond* foram inicialmente projetados pela empresa de engenharia alemã Leonhardt, Andrä and Partners como forma de fazer frente ao baixo desempenho dos conectores tipo *stud* à fadiga. Os *Perfobonds* são formados por chapas retangulares de aço furadas, que posteriormente são soldadas ao perfil de aço que forma a viga mista. Durante a concretagem, os furos são preenchidos por concreto e os cilindros formados auxiliam na resistência ao cisalhamento longitudinal e na resistência ao efeito de *uplift*. O desempenho desses conectores é ainda melhor caso sejam colocadas armaduras passando através de seus furos.

Tristão [24], por meio do método dos elementos finitos, simulou a resposta de conectores formados por perfis tipo “U” em ensaios *push-out*, considerando não-linearidades físicas e geométricas e os resultados obtidos foram comparados com valores experimentais obtidos em laboratório. Notou-se que as variáveis, no que diz respeito ao funcionamento do sistema são o número de conectores, diâmetro e quantidade de conectores, taxa de armadura e resistência do concreto, bem como a distância entre conectores.

Cruz [25] propôs o conector de cisalhamento tipo “T”, que consiste de um comprimento pequeno de perfil “T” que é soldado à mesa do perfil de aço que forma a viga mista. Este tipo de conector tem como vantagem principal a facilidade de fabricação, sem a necessidade do uso de produtos externos à fábrica na qual é feita a produção e montagem das vigas mistas. A área de corte do conector tipo “T” é formada pela espessura da alma e o comprimento do perfil “T”. Uma desvantagem deste tipo de conector é que a colocação da armadura pode ser mais difícil se comparada aos conectores tipo *stud*.

David [26] realizou ensaios tipo *push-out* em laboratório utilizando perfis “U” formados a frio. Nesses ensaios foram avaliados o tipo de carregamento, a espessura e altura do conector e a taxa de armadura transversal, sendo a espessura

do conector a variável mais preponderante no que se refere à resistência. Ademais, foi proposta uma nova equação para o cálculo da resistência dos conectores.

Andrade *et al.* [27, 28], por meio de ensaios em escala real, avaliaram a resistência de conectores de cisalhamento tipo *Perfobond* e tipo *T-rib*, um novo tipo de conector proposto pelos autores para uso em pórticos semirrígidos. Além disso, propuseram um sistema de pórticos semirrígidos que utiliza esses conectores para gerar ação mista entre aço e concreto, bem como critérios de projeto para o sistema.

Oguejiofor e Hosain [29, 30] avaliaram a aplicabilidade dos *Perfobonds* em sistemas de pisos mistos e fizeram ensaios de laboratório em escala real. Foram analisados e comparados os comportamentos dos *Perfobonds* e dos conectores tipo stud. Também foi avaliada a variação da resistência e rigidez do sistema com a variação da quantidade de furos nos *Perfobonds* bem como a distância entre eles, além de proposta uma equação para avaliar sua resistência. Tais equações foram modificadas após a realização de análises numéricas.

Vianna [31] propôs um novo tipo de conector, o *T-Perfobond*, derivado dos tipos “T” e *Perfobond*, com o objetivo de combinar a resistência do conector tipo “T” e a ductibilidade e resistência ao efeito de *uplift* dos furos do *Perfobond*. Foram realizados ensaios no laboratório da Universidade de Coimbra e analisado o comportamento destes conectores quando comparados aos *Perfobonds*. Além disso, foi realizado um estudo numérico sobre os conectores propostos com uso do software ANSYS.

Pavlovic [32], por meio do método dos elementos finitos e com uso do software ABAQUS, realizou análise numérica de conectores de cisalhamento tipo *stud* “desmontáveis” submetidos a ensaios de *push-out*. Foram obtidos excelentes resultados no que se refere à falha por cisalhamento dos conectores, esmagamento da laje. Ainda assim, o autor frisa que os testes de *push-out* podem não condizer totalmente com o comportamento real dos conectores utilizados em vigas mistas.

Zheng *et al.* [33] realizou 72 ensaios para obter as curvas carga versus deslizamento dos conectores de cisalhamento tipo *Perfobond*. A partir dos resultados obtidos, foram realizados estudos paramétricos a fim de avaliar a influência de parâmetros como tamanho dos furos, resistência do concreto, configuração da armadura nos conectores e suas dimensões e largura e espessura da laje de concreto. Com os resultados obtidos, foi proposta uma equação para

representar as curvas carga *versus* deslizamento dos *Perfobonds*, que apresentaram excelentes resultados quando comparadas com os resultados obtidos nos testes em escala real.

2.4. Critérios de Projeto

Os critérios de projeto apresentados nesta seção foram preparados por Ritchie e Chien [3] baseados num estudo detalhado deste sistema estrutural por muitos anos.

As orientações para o projeto e construção do sistema *Stub-Girder* cobrem os seguintes tópicos:

- considerações sobre a laje de concreto;
- layout dos *stubs* e do banzo inferior;
- construção *Gerber*;
- controle de altura e verificações para as vigas *Gerber*;
- propriedades estruturais do banzo superior (laje de concreto reforçada);
- modelagem estrutural dos *Stub-Girders* para análise computacional;
- verificações das resistências dos elementos do *Stub-Girder*;
- projeto de conectores de cisalhamento;
- verificações referentes à vibração de pisos;
- verificações para os escoramentos na fase de *concretagem*;
- considerações especiais de projeto e construção.

2.5. Layout dos *stubs* e do banzo inferior

Na maioria dos prédios construídos com o sistema *Stub-Girder*, o mesmo apresenta vãos variando entre 11,5 e 13,5 metros, com 3 vigas intermediárias, ou seja, 4 *stubs* entre os suportes do banzo inferior. Ocasionalmente, também podem ser utilizados arranjos com 3 ou 5 *stubs*. A Figura 2.3 apresenta os arranjos típicos para o sistema *Stub-Girder*. As recomendações para largura das aberturas dos *Stub-Girders* são apresentadas na Tabela 2.2.

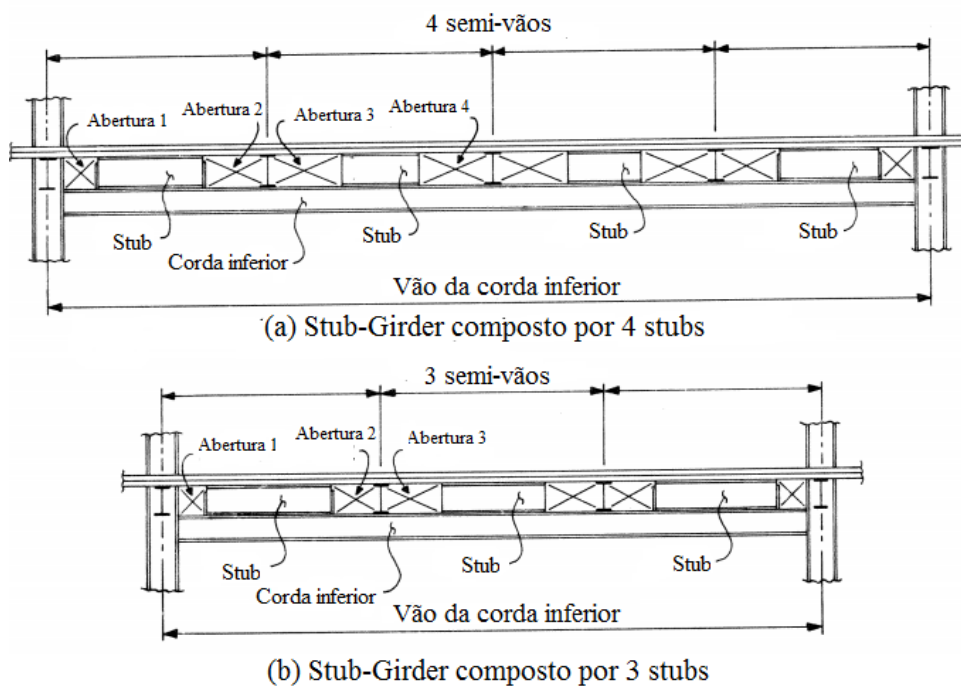


Figura 2.3. Stub-Girders usuais [3]

Tabela 2.2 Larguras adequadas para as aberturas do Stub-Girder [3]

Nº da abertura	Largura da abertura como porcentagem do vão total da Stub-Girder	
	Stub-Girder com 3 stubs	Stub-Girder com 4 stubs
	1	*
2	7,5 a 8,5	6 a 7
3	9,5	8
4	-	8

2.6. Análise numérica do sistema de pisos *Stub-Girder* e verificação da resistência dos elementos do *Stub-Girder*

Análises computacionais dos *Stub-Girders* por meio do método dos elementos finitos e por meio do modelo Vierendel foram ilustradas por Colaco [2] em 1972. Os dois modelos mostraram bons resultados no que tange às tensões no aço, concreto e deslocamentos quando comparados a modelos em escala real. O modelo criado através do método dos elementos finitos não foi considerado adequado para o projeto prático (na época) devido à falta de computadores mais

modernos. Entretanto, ele serviu o seu propósito de pesquisa, por verificar a adequação do modelo Vierendeel.

O modelo Vierendeel de uma viga típica *Stub-Girder* com 4 *stubs* é apresentado como modelo de barras na figura 2.4. Nota-se que os *stubs* entre os banzos superior e inferior foram transformados em barras verticais. Este método de análise foi usado para fornecer os esforços de projeto de 5 testes de laboratório em escala real que foram executados em algumas universidades canadenses. A correlação entre as forças calculadas e as encontradas em laboratório foi excelente. Com a ajuda de um programa como o Ftool [19], um engenheiro civil pode facilmente analisar um *Stub-Girder*.

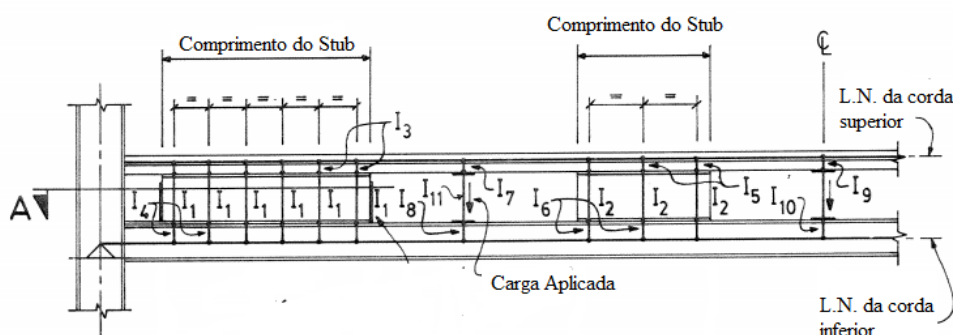


Figura 2.4 Modelo estrutural Vierendeel para análise computacional [3]

O projetista deve verificar as resistências dos banzos superior e inferior em várias localidades críticas. Para um *Stub-Girder* típico composto por 3 ou 4 *stubs* pode haver até 7 seções críticas. As verificações necessárias para o projeto de cada uma dessas seções são especificadas na Tabela 2.3.

Tabela 2.3. Verificações necessárias para os elementos do Stub-Girder

Seção	Verificações
1	Momento Fletor
	Cortante
2	Flexo-tração
3	Flexo-tração
4	Compressão
	Não-uniforme
5	Compressão
	Não-uniforme

	Compressão Local
ϵ	Cortante na laje adjacente aos stubs
	Compressão
η	Não-uniforme

2.7. Projeto dos conectores de cisalhamento

Para que a ação mista ocorra propriamente, é necessário que o concreto e o aço se deformem em conjunto, como um único elemento, portanto, é necessário o uso dos conectores de cisalhamento, que, apresentando resistência suficiente para tal, serão responsáveis pela transmissão dos esforços cisalhantes na interface aço-concreto. O índice η_i tem como função avaliar o grau de interação entre o concreto e o aço e é determinado pela relação entre a seção de momento fletor máximo e a de momento fletor nulo. Caso $\eta_i < 1,0$, a interação entre os materiais é parcial, caso contrário, a interação é completa.

O fluxo de cisalhamento longitudinal gerado na interface aço-concreto, é transferido por meio dos conectores de cisalhamento e no caso dos stud-bolts, o fuste é submetido à força de cisalhamento, que combinada a uma excentricidade em relação à mesa do perfil gera um momento fletor no conector. Portanto, o corpo do conector estará sujeito a tensões normais e de cisalhamento.

Segundo Oehlers [20], existem diversos mecanismos de ruptura possíveis no que se refere aos conectores de cisalhamento. Caso o conector seja menos rígido que o concreto, a excentricidade formada entre a mesa e o fuste do conector diminui, reduzindo a força normal a que ele está sujeito. Após a ruptura do concreto próximo aos conectores, a excentricidade aumenta, consequentemente aumentando o esforço longitudinal no conector, levando à sua ruína. Caso o concreto seja menos rígido que o conector, ele começa a fissurar antes que ocorra a plastificação do aço, a excentricidade formada entre a mesa e o fuste do conector aumenta, fazendo com que o esforço normal atuante em seu corpo aumente, levando-o à ruptura.

No que tange ao concreto, existem modos de fissuração associados à ruptura do conector de cisalhamento, entre eles, a fissuração longitudinal à viga, que é a

mais nociva ao concreto, a fissuração na direção das bielas de compressão e a fissuração perpendicular ao eixo longitudinal da viga.

Neste trabalho, o conector de cisalhamento utilizado no ensaio em escala real e nos modelos numéricos foi o tipo *Perfobond*, proposto inicialmente pela empresa Leonhardt, Andrä and Partners como alternativa aos *stud-bolts*, que apresentam baixa resistência à fadiga. Esse tipo de conector é formado por uma chapa retangular com furos, que é soldada à viga metálica e embutido na laje de concreto. A Figura 2.5. mostra o conector tipo *Perfobond*.

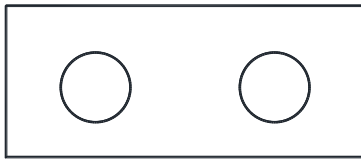


Figura 2.5. Conector de cisalhamento *Perfobond*

Os furos são preenchidos por concreto e os cilindros formados são responsáveis por resistir ao cisalhamento horizontal e impedem que a laje de concreto e a viga de aço se desloquem verticalmente.

2.7.1. Resistência de conectores tipo *Perfobond*

Nos modelos numéricos, a Equação utilizada para a resistência última dos conectores de cisalhamento foi proposta por Oguejiofor e Hosain [27, 28] e é apresentada a seguir:

$$q_u = 4,5h_{sc}t_{sc}f_{uc} + 0,91A_{tr}f_{yr} + 3,31nd^2\sqrt{f_{uc}} \quad (2.1)$$

onde:

h_{sc} representa a altura do *Perfobond*; t_{sc} a espessura do *Perfobond*; f_{uc} a resistência do concreto à compressão; A_{tr} a área da armadura que passa pelos furos, caso exista; n representa o número de furos e d seu diâmetro.

2.8. Projeto das soldas do *Stub-Girder* e verificação dos deslocamentos

Durante o projeto do *Stub-Girder*, é desejável selecionar *stubs* e corda inferior compatíveis no que diz respeito à ligação destes elementos. Uma diferença de largura das mesas do *stub* e da corda inferior de pelo menos 17 mm é

necessária para que filetes de solda de 8 mm possam ser utilizados. Para soldas de filete de 10 mm essa diferença deve ser de no mínimo 22 mm.

No que diz respeito aos deslocamentos verticais, devido às aberturas do sistema, o *Stub-Girder* comporta-se como uma viga Vierendeel. Deslocamentos devido ao efeito de viga de alma aberta devem ser adicionados e devem ser considerados os efeitos de retração e deformação lenta do concreto.

2.9. Sistema *Stub-Girder* modificado: considerações iniciais e mudanças propostas

O sistema modificado é composto por dois *stubs* “contínuos”, isto é, parte dos perfis de aço que compõem os *stubs* serão ligadas a ambos os banzos superior e inferior, e parte será ligada apenas ao banzo superior, formado pela laje de concreto, esta seção é chamada de “*stub* misto”. Isto quer dizer que, ao contrário do sistema original, o banzo inferior não apresentará o mesmo comprimento do superior. Como no sistema original, o modificado é calculado como simplesmente apoiado. A Figura 2.6 apresenta o sistema de vigamento de piso tipo *Stub-Girder* modificado.

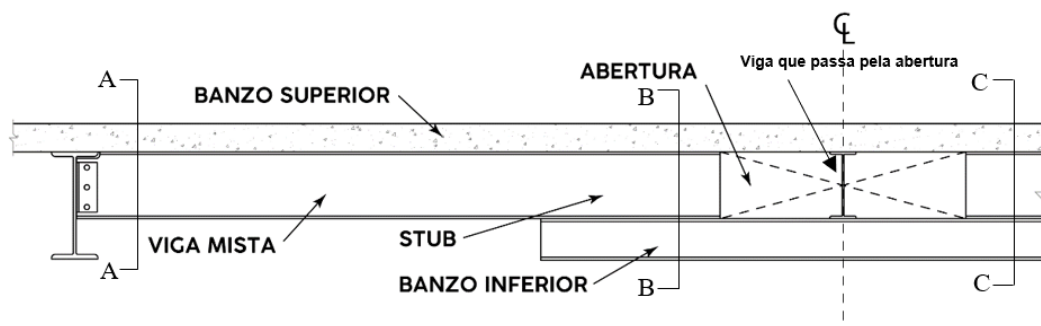


Figura 2.6. Sistema modificado

A análise não-linear física do sistema será realizada, primeiramente, apropriando-se do método dos elementos finitos através do software ANSYS 19 com uso de elementos sólidos (cúbicos com 8 nós) para a laje e elementos de casca (que apresentam 4 nós) para os perfis de aço. Em um segundo momento será verificado se uma nova modificação do modelo proposto por Colaco [2] (ilustrado na Fig. 2.5) e pelo modelo simplificado proposto por Ritchie e Chien [3] fornecem

resultados satisfatórios quando comparados aos do modelo computacional.

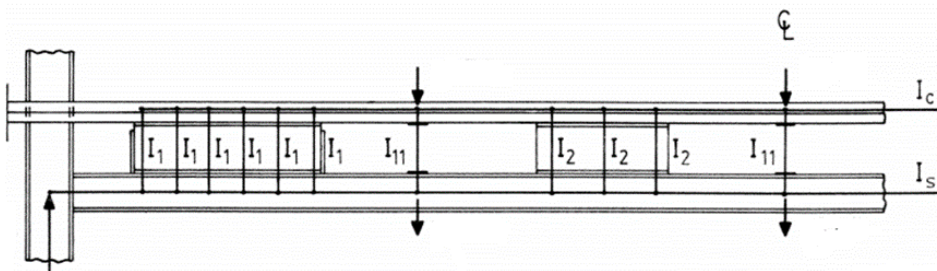


Figura 2.7. Modelo simplificado proposto por Ritchie e Chien [3]

Confirmadas estas hipóteses, alguns parâmetros deverão ser analisados, uma vez que o objetivo da pesquisa é encontrar um sistema que possa competir com as vigas mistas secundárias em construções metálicas, mais comumente utilizadas no mercado brasileiro. As seções dos perfis utilizados para a corda inferior têm altura de 150 mm e 200 mm e as seções dos *stubs* terão altura igual a 250 mm e 310 mm, uma vez que o objetivo da pesquisa é utilizar os menores e mais leves perfis disponíveis no mercado.

Em projetos em que o sistema Stub-Girder modificado, é importante frisar que as vigas compostas pelo sistema são utilizadas como vigas secundárias (VM1), tendo outras vigas secundárias para as quais atua como apoio (Figura 1.1, a viga passa pela abertura do sistema modificado e deve ter no máximo a altura dos stubs).

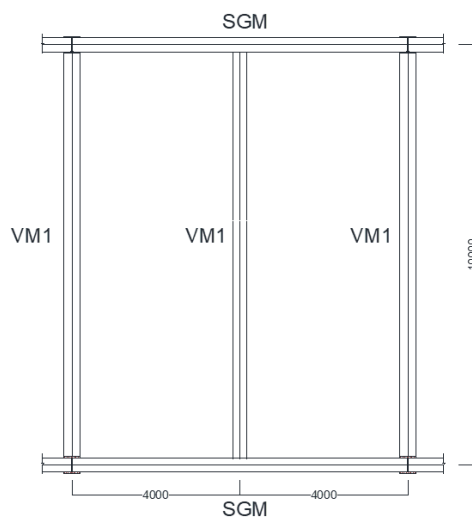


Figura 2.8. Layout de um pavimento com uso do sistema Stub-Girder modificado

3 Programa experimental

3.1. Introdução

Para que os modelos executados no ANSYS 19 sejam validados, é necessário que sejam realizados ensaios em escala real cujos resultados serão comparados com os obtidos no modelo de elementos finitos. Este capítulo trata do ensaio em escala real realizado na PUC-Rio, apresentando sua confecção, geometria, ensaios de caracterização dos materiais utilizados e resultados, confecção do modelo, denominado SGM-L, instrumentação adotada e sistema de ensaio.

Os principais dados analisados são a curva carga *versus* deslocamento do sistema, extremamente importante na avaliação da carga de serviço e carga última do sistema modificado, bem como as deformações que ocorrem em pontos distribuídos por toda a extensão das vigas metálicas e da laje.

Heitor [1] selecionou os perfis laminados da série W150 e W250 para a seção do banzo inferior e dos *stubs* mistos, respectivamente, pois essas seções são as menores disponíveis para essas funções. Isso se deu pelo fato de, em sua pesquisa, utilizar vãos de no máximo 6 metros.

3.2. Preparação do ensaio

Quando do início do processo de realização de qualquer ensaio em laboratório, é necessário que sejam escolhidos perfis adequados para que os resultados obtidos auxiliem o máximo possível no estudo e entendimento do comportamento do sistema analisado.

Após estudos preliminares que incluíram a análise e discussão das tensões de von Mises e deformações plásticas, foram escolhidos os perfis W250 x 28,4 para seção dos *stubs* e W150 x 29,8 (H) para o banzo inferior, ambas fabricadas com aço A572 G-50. A laje apresenta dimensões de 1500 x 120 mm e para as armaduras negativas e positivas, foi utilizada a tela soldada Q283 (barras de

diâmetro 6 mm espaçadas de 100 mm, aço CA-50). O conector de cisalhamento tipo *Perfobond* utilizado tem dimensões 180 x 76,2 mm, baseadas nos ensaios realizados por Vianna [29] e dois furos de 19 mm de diâmetro, por onde passam armaduras de 10 mm de diâmetro. A Figura 3.1 mostra as seções escolhidas com suas respectivas informações.

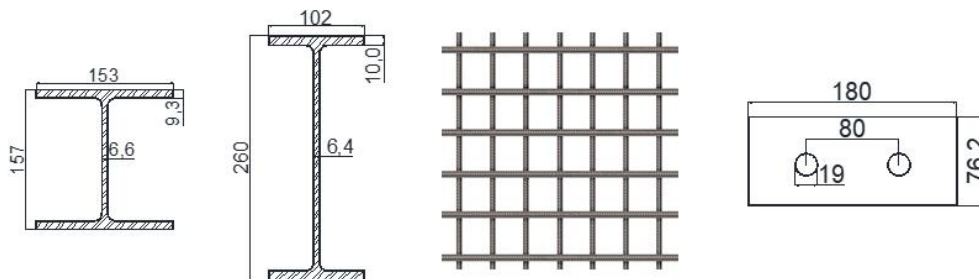


Figura 3.1. Geometrias da Seção W150 x 29,8 (H), seção W250 x 28,4, tela soldada Q283² e Perfobond

A viga SGM-L foi fabricada no LEM-DEC da PUC-Rio, já que o uso de peças pequenas facilita a montagem do sistema. Os *Perfobonds* foram fabricados e soldados à viga por soldador certificado cedido pela empresa ACP Soluções Metálicas. O desenho de montagem é mostrado na Figura 3.2.

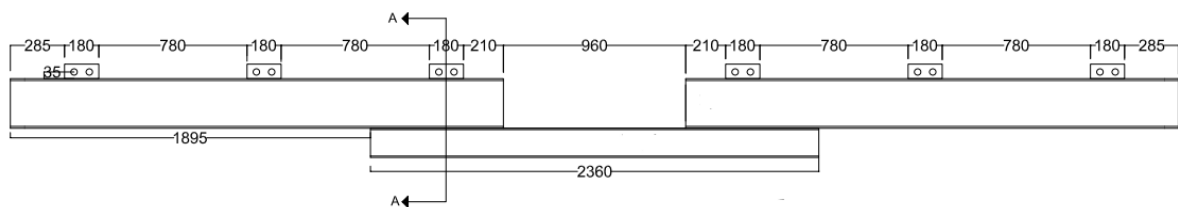


Figura 3.2. Modelo SGM-L

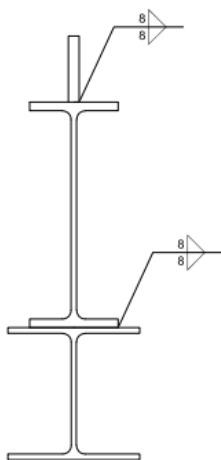


Figura 3.3. Corte A-A



Figura 3.4. Montagem do modelo SGM-L

A confecção do modelo em escala real foi feita na área do estacionamento em frente ao LEM-DEC, já que existe pouco espaço disponível no interior do laboratório. Assim, a concretagem ocorreu nesse espaço e após o tempo de cura a viga foi movida para o interior do laboratório a fim de que o ensaio fosse realizado.

A forma foi fabricada pelo autor com uso de compensado de 10 e 15 mm de espessura, com o cuidado necessário para que os *stubs* pudessem ser encaixados de maneira perfeita quando da montagem da forma. Após a montagem do modelo, foi soldado ao banzo inferior um perfil de seção W250 x 28,4, responsável por, no momento da aplicação de carga, transmiti-la entre o banzo inferior e o banzo superior.



Figura 3.5. Fabricação da forma

O posicionamento das telas soldadas foi feito com o auxílio de espaçadores plásticos. A Figura 3.6 mostra a tela soldada, bem como as barras que foram soldadas ao perfil transversal para garantir que ele e a laje funcionem juntos. Este perfil também foi soldado ao banzo inferior.



Figura 3.6. Montagem da viga

O concreto utilizado nas vigas possuía resistência esperada de 30 MPa. O lançamento foi feito do caminhão com auxílio do autor e dos outros alunos do grupo de estudos de estruturas de aço e mistas sob orientação do professor Sebastião Arthur Lopes Andrade. O abatimento do cone de concreto foi de 160 mm +/- 30 mm e o valor medido do *slump test* foi de aproximadamente 130 mm. A Figura 3.7 mostra a viga após a concretagem.



Figura 3.7. Viga após a concretagem

O período de cura do concreto foi de sete dias e a desforma realizada após aproximadamente 30 dias.

3.3. Caracterização dos materiais

3.3.1. Concreto

O ensaio de resistência à compressão do concreto foi realizado para cinco corpos de prova, que foram moldados e ensaiados de acordo com a norma NBR 5738:2015 [34] e NBR 5739:2018 [35], respectivamente e o preparo e recebimento conforme a NBR 12655:2015 [36]. A Tabela 3.1 apresenta os valores obtidos para a resistência à compressão do concreto medidos 28 dias depois da concretagem.

Tabela 3.1. Resistência à compressão do concreto

Corpo de prova	Resistência à compressão a 28 dias (MPa)
1	25,72
2	26,99

3	25,70
4	26,56
5	27,53
fc _m	26,50

Por fc_m designa-se a resistência à compressão média dos corpos de prova. O coeficiente de variação é igual a 0,0301, resultando em um valor de 25,2 MPa para a resistência característica do concreto a 28 dias (f_{ck} estimado).

3.3.2. Aço

O aço com o qual os perfis laminados foram fabricados é o ASTM A572 grau 50. As tensões limite de escoamento (f_y) e ruptura (f_u) foram determinadas conforme recomendado pela norma ASTM A370 [37]. A Figura 3.8 mostra as dimensões do corpo de prova, que apresentam espessuras variáveis.

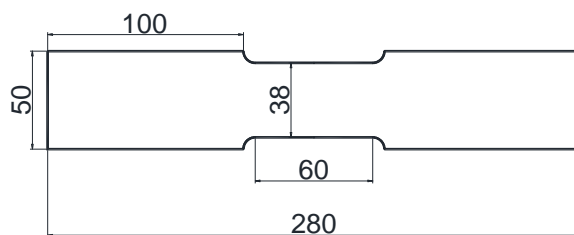


Figura 3.8. Corpo de prova de acordo com a ASTM A370

Foram retirados dois corpos de prova das mesas do perfil de seção W250x28,4 e dois das mesas do perfil de seção W150x29,8 (H). É importante frisar que os corpos de prova foram retirados das regiões próximas às extremidades, já que nelas os níveis de tensões são menores. Os resultados dos ensaios são apresentados na Tabela 3.2.

Tabela 3.2. Resultados dos ensaios de tração direta

Corpo de prova	f _y (MPa)	f _u (MPa)
W150x29,8 (H)	340,50	442,50
W250x28,4	346,20	453,50

Para os enrijecedores de alma foi utilizado o aço ASTM A-36, mas não foram realizados ensaios de caracterização do material, logo, caso suas

propriedades mecânicas sejam necessárias, serão utilizados os valores nominais fornecidos no certificado de usinagem, tensão limite de escoamento de 250 MPa e tensão limite de ruptura de 400 MPa.

3.4. Instrumentação

A instrumentação foi feita com uso de extensômetros elétricos uniaxiais para a medição das deformações no aço e no concreto e transdutores de deslocamento para medição do deslizamento entre o aço e o concreto e deslocamento vertical da viga.

Foram utilizados 30 extensômetros, sendo 12 nos perfis de aço, 10 na laje de concreto e 8 nas armaduras que passam pelos furos presentes no conector de cisalhamento tipo *Perfobond*. A posição dos extensômetros é mostrada na Figura 3.14.

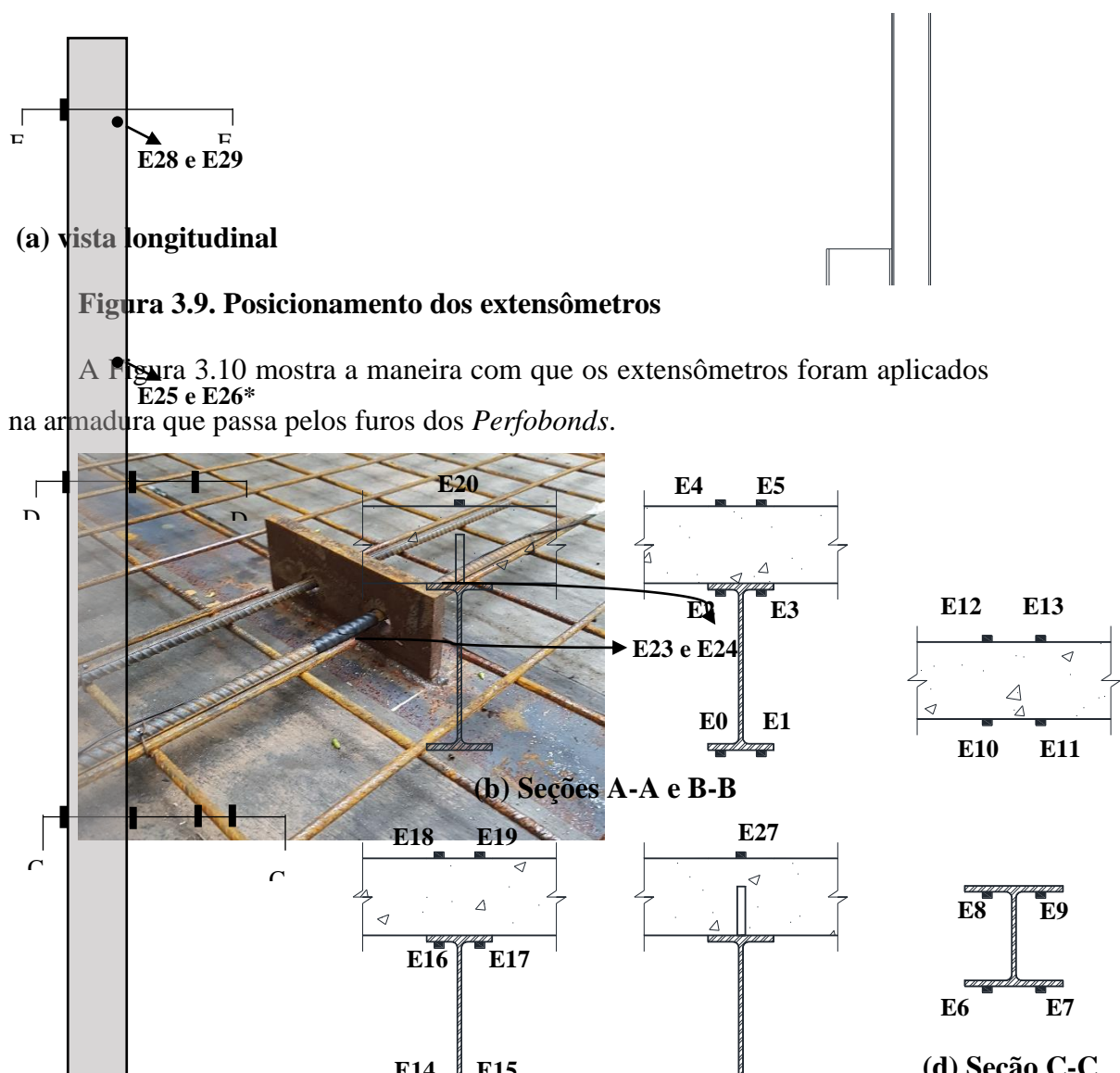


Figura 3.10. Extensômetros E23 e E24

Na medição dos deslocamentos da viga foram utilizados dois transdutores no centro do vão, para medição vertical, e um em cada apoio para medição do deslizamento entre a laje de concreto e o perfil de aço. Na Figura 3.11 é mostrado o posicionamento dos transdutores de deslocamento.

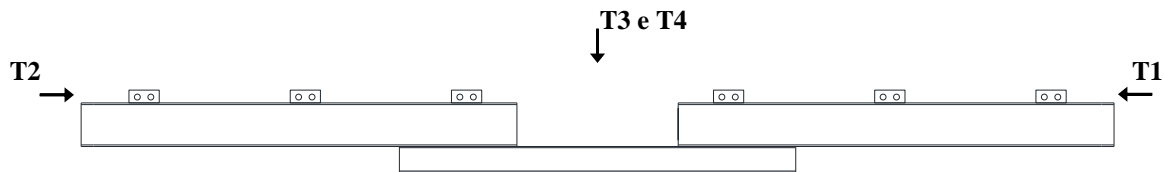


Figura 3.11. Posicionamento dos transdutores de deslocamento

3.5. Sistema de ensaio

O pórtico utilizado para realização do ensaio é formado por dois pilares e uma viga e é ligado à laje de reação do LEM-DEC. O sistema é mostrado nas Figuras 3.12 e 3.13. O atuador aplica a carga na viga tubular, que a transfere para o modelo SGM-L. Essa carga simula a carga recebida pela viga que passa pela abertura no layout do pavimento.

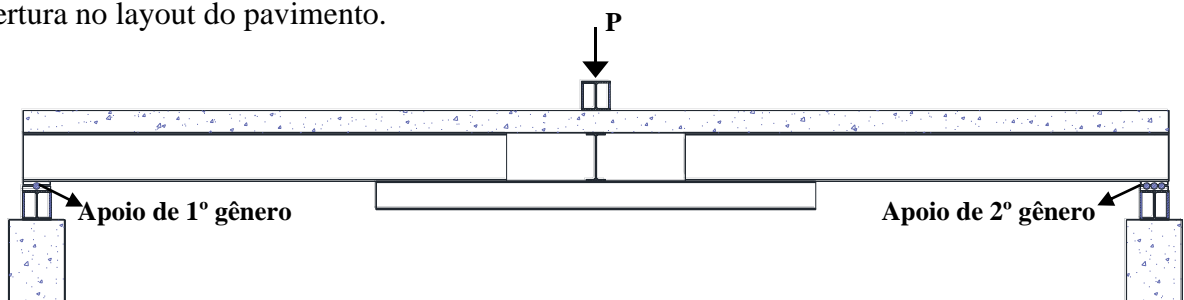


Figura 3.12. Sistema de aplicação de carga

O controle da aplicação do carregamento é realizado por meio de uma célula de carga no atuador, com capacidade de 100 kN. Além disso, uma rótula é utilizada com o objetivo de evitar excentricidades na aplicação da carga.

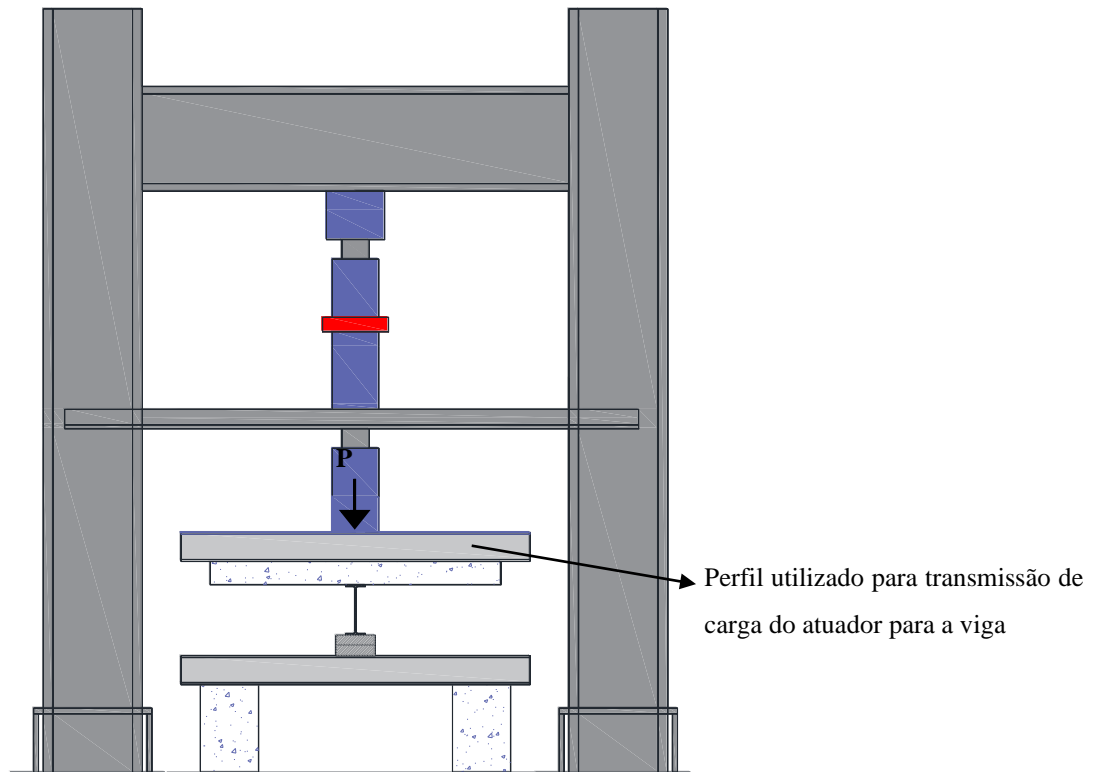


Figura 3.13. Sistema de aplicação de carga

A Figura 3.14 mostram a viga após transporte, posicionamento no pórtico e instrumentação.



Figura 3.14. Viga e sistema de aplicação de carga

3.6. Ensaio do modelo SGM-L

O ensaio foi preparado e executado segundo as recomendações do item B.3 da norma Eurocode 4 [38]. Por meio da curva carga *versus* deslocamento obtida pode-se avaliar se a viga apresenta comportamento dúctil ou frágil.

A norma recomenda que os testes sejam realizados em vigas biapoiadas e que existam dois pontos de aplicação de carga, item este que foi modificado, já que o sistema Stub-Girder modificado recebe apenas uma carga no centro do vão, responsável por simular a viga que passa por sua abertura.

O ensaio consiste em duas etapas. Na primeira, a viga é submetida a um carregamento cíclico e na segunda um carregamento crescente é aplicado até que seja atingida a ruptura.

Na fase do carregamento cíclico, foram executados 5.000 ciclos com a força aplicada variando de 20% a 60% da carga máxima teórica calculada, de 250 kN e com duração de 3 horas e 20 minutos. Após a conclusão da primeira fase, a viga foi submetida a um teste estático com duração de 1 hora e 26 minutos, com uso do controle de deslocamentos (1 mm por minuto).

Os resultados e discussão a seu respeito são apresentados no capítulo seguinte.

4 Resultados do ensaio em escala real

4.1. Resultados experimentais do modelo SGM-L

Este capítulo apresenta os dados obtidos no ensaio em escala real do modelo SGM-L, para análise e posterior comparação com os resultados do modelo numérico.

O modelo SGM-L foi submetido a um ensaio estático a fim da obtenção de sua resistência última e melhor entendimento de seu comportamento. A metodologia de ensaio está descrita no capítulo anterior, que aborda o programa experimental. As Figuras 4.1 e 4.2. mostram a configuração do modelo SGM-L após o ensaio. Como observado na Figura 4.2, o único local onde foram observadas fissuras no concreto foi na região onde estavam localizados os conectores de cisalhamento. Pode-se inferir a partir dessa informação que a viga que passa pela abertura do *Stub-Girder* modificado auxilia a laje no que se refere à propagação de fissuras no centro do vão.

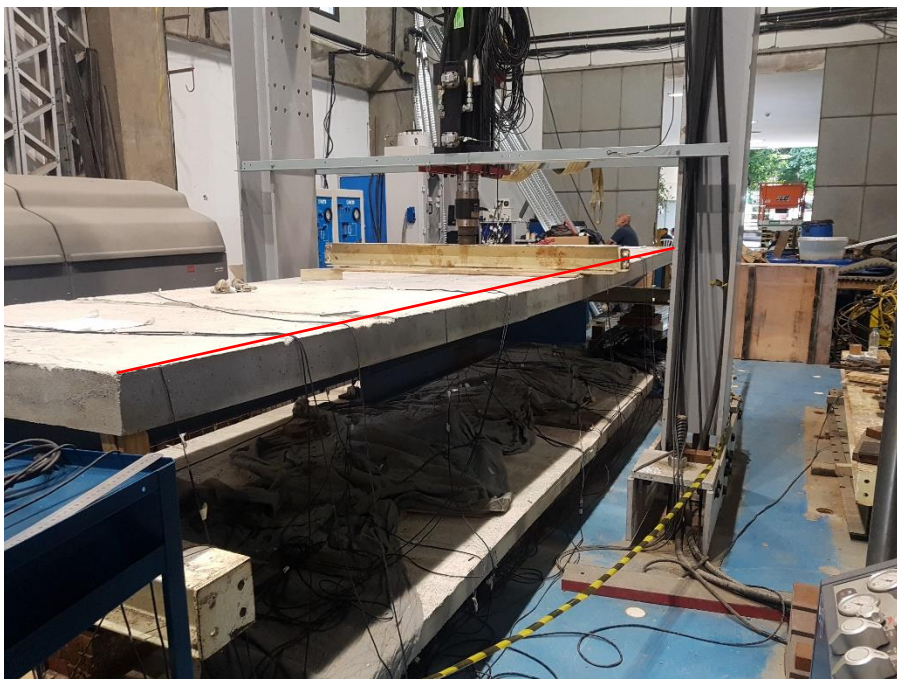


Figura 4.1. Modelo SGM-L após o ensaio



Figura 4.2. Separação entre o perfil de aço e a laje de concreto verificada após o ensaio

No ensaio realizado a carga máxima atingida foi de $P = 245,4$ kN, gerando um momento fletor solicitante de 368,1 kN.m. Foi observado que na região tracionada do aço, a tensão limite de escoamento foi ultrapassada, enquanto na laje de concreto não foi possível observar fissuras na região tracionada ou qualquer tipo de danos significativos na região comprimida.

4.1.1. Comportamento do sistema

O modelo SGM-L apresentou comportamento dúctil e o deslocamento vertical máximo atingido foi de 85,6 mm. É importante frisar que o ensaio teve que ser finalizado nesse valor de deslocamento por motivos de segurança, já que os perfis tubados utilizados como apoio iniciaram processo de plastificação.

A Figura 4.3 mostra a curva momento fletor solicitante *versus* deslocamento vertical no centro do vão da viga. É importante frisar que a curva apresenta pequena variação em sua fase linear, e isso se deve a imperfeições existentes na geometria do modelo, já que ele foi concretado em local que possuía mais de 40 cm de desnível.

O modelo SGM-L apresentou comportamento linear até que a carga aplicada de $P_y = 167,568$ kN foi atingido. A partir deste instante o modelo passou a apresentar comportamento não-linear e perda de rigidez à medida que a carga era aplicada.

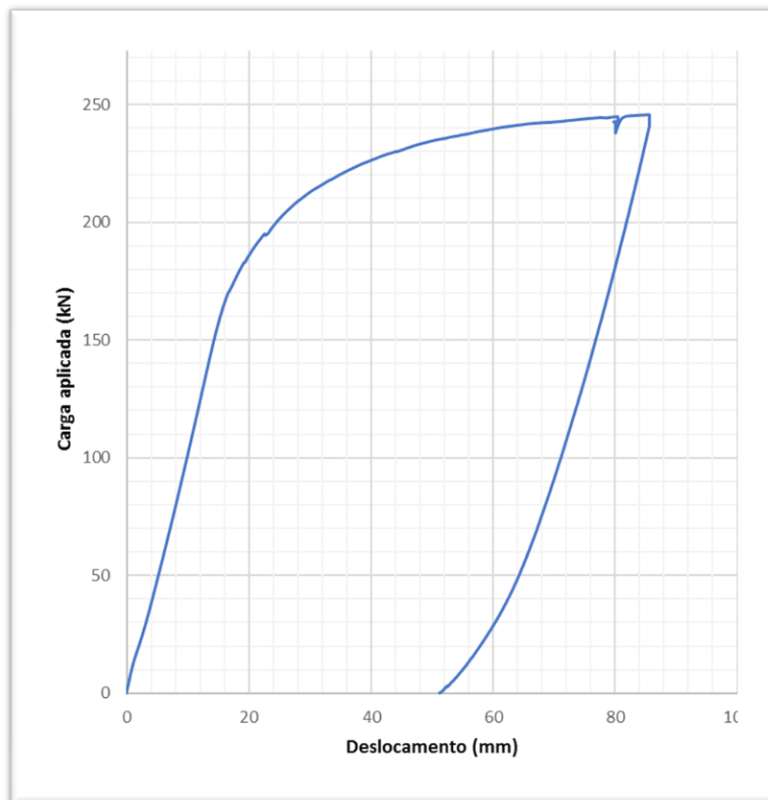


Figura 4.3. Curva carga *versus* deslocamento obtida no ensaio

A Tabela 4.1 apresenta os valores de cargas aplicadas e momentos solicitantes no centro do vão do modelo para os regimes linear e não-linear.

Tabela 4.1. Cargas e momentos solicitantes nos regimes linear e não-linear

Regime	Carga aplicada (kN)	Momento solicitante (kNm)	Deslocamento vertical (mm)
Linear	167,57	251,35	16,00
Não-linear	245,40	368,10	85,60

4.2. Interface aço-concreto

O deslizamento entre a laje de concreto e os perfis de aço foi medido com uso de transdutores de deslocamento, como mostrado na Figura 4.4.



Figura 4.4. Transdutor para medição do deslizamento entre a laje de concreto e o perfil de aço

A resistência do conector de cisalhamento utilizado foi calculada conforme a Equação 2.1, citada anteriormente, e resulta em um valor de 198,95 kN. Para efeitos de projeto em estados limites de vigas mistas, pode-se considerar que a resistência global ao cisalhamento horizontal é a soma das resistências de todos os conectores de cisalhamento, mas por meio de modelos numéricos, pode-se observar que os conectores trabalham individualmente e o conector adjacente só é solicitado quando o deslizamento do anterior foi iniciado.

A Figura 4.5. mostra o diagrama de momento fletor solicitante em função dos deslizamentos medidos na interface aço-concreto nos extremos do modelo SGM-L. O transdutor T1 é localizado na extremidade do apoio de segundo gênero e o T2 na do apoio de primeiro gênero.

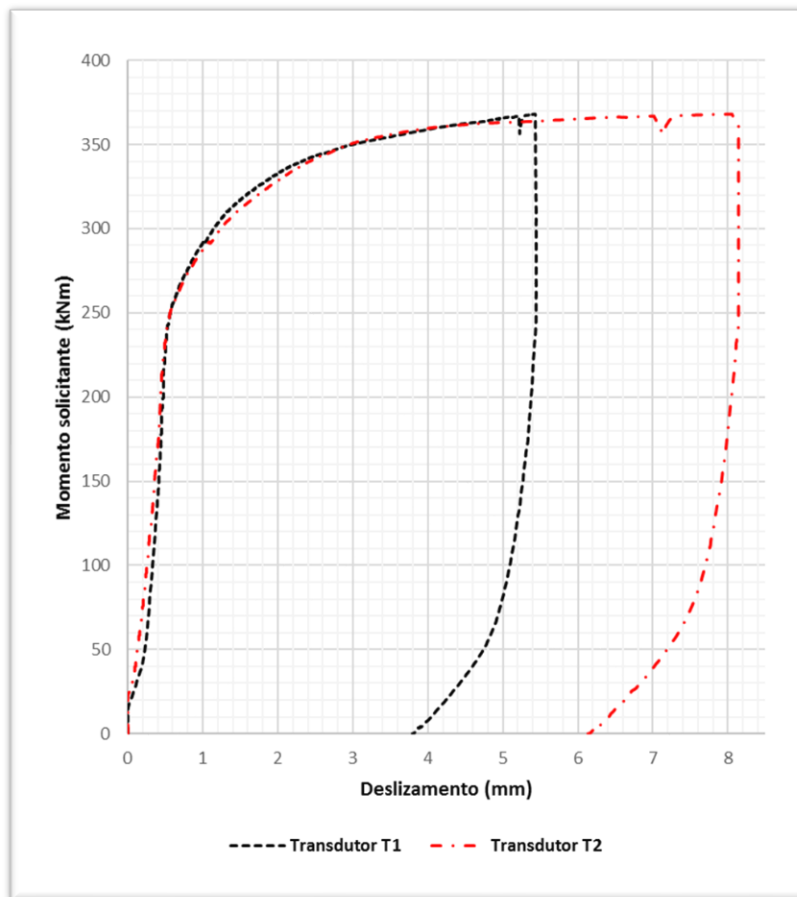


Figura 4.5. Momento fletor solicitante *versus* deslizamento

O deslizamento em ambas as extremidades foi iniciado quando a carga aplicada atingiu o valor de aproximadamente 20 kN, gerando um momento solicitante de 30 kN.m. Ainda assim, o deslizamento manteve-se em níveis muito baixos, menores que 1 mm, até o momento em que a carga atingiu um valor de 166,7 kN, gerando um momento solicitante de 250 kNm. Os deslizamentos observados nas extremidades são mostrados na Tabela 4.2.

Tabela 4.2. Deslizamentos nas extremidades do modelo SGM-L

Transdutor	Deslizamento máximo (mm)	Deslizamento residual (mm)
T1	5,45	3,81
T2	8,15	6,28

4.3. Deformações

As deformações foram obtidas por meios dos extensômetros posicionados conforme o item 3.5 deste trabalho. Parte dos dados dos extensômetros foi selecionada para a discussão dos resultados. O alto índice de extensômetros perdidos pode se dever à falha humana, já que não havia técnicos disponíveis no laboratório para auxílio em sua aplicação. Para facilitar o entendimento dos resultados, os extensômetros são apresentados em grupos. Os extensores de número 0 a 5 correspondem à seção 'a' (Figura 1.3). Como pode ser observado no extensômetro 1, na parte inferior do stub misto o processo de escoamento não foi iniciado e isso é esperado, já que a seção 'a' está localizada próxima dos apoios, região em que as tensões internas devidas ao momento fletor são menores. No caso do extensômetro 2, que fica próximo na borda do conector de cisalhamento tipo Perfobond, foi observado que a deformação elástica máxima (aproximadamente $1731 \mu\epsilon$) foi atingida e isso pode se dever aos esforços de cisalhamento que ocorrem nessa região para garantir a ação mista aço-concreto. Na seção 'c', que resiste a esforços de tração e flexão simultaneamente, pode ser observado que o processo de escoamento foi iniciado. Isso também está de acordo com o esperado, pois essa é uma das regiões críticas do sistema.

Ademais, observados os resultados dos extensômetros 26, 28 e 29, pode-se inferir que os conectores de cisalhamento não são solicitados simultaneamente, o que ocorre é que o conector adjacente só começa a ser solicitado quando o anterior tem o processo de plastificação iniciado.

Observando os resultados dos extensômetros 2, 6, 7 e 9 que o momento fletor que leva ao fim da fase linear no diagrama carga-deslocamento do modelo SGM-L (251,352 kN.m) coincide com o momento fletor que levou os perfis de aço em que tais extensômetros foram aplicados ao escoamento (aproximadamente 250 kN.m).

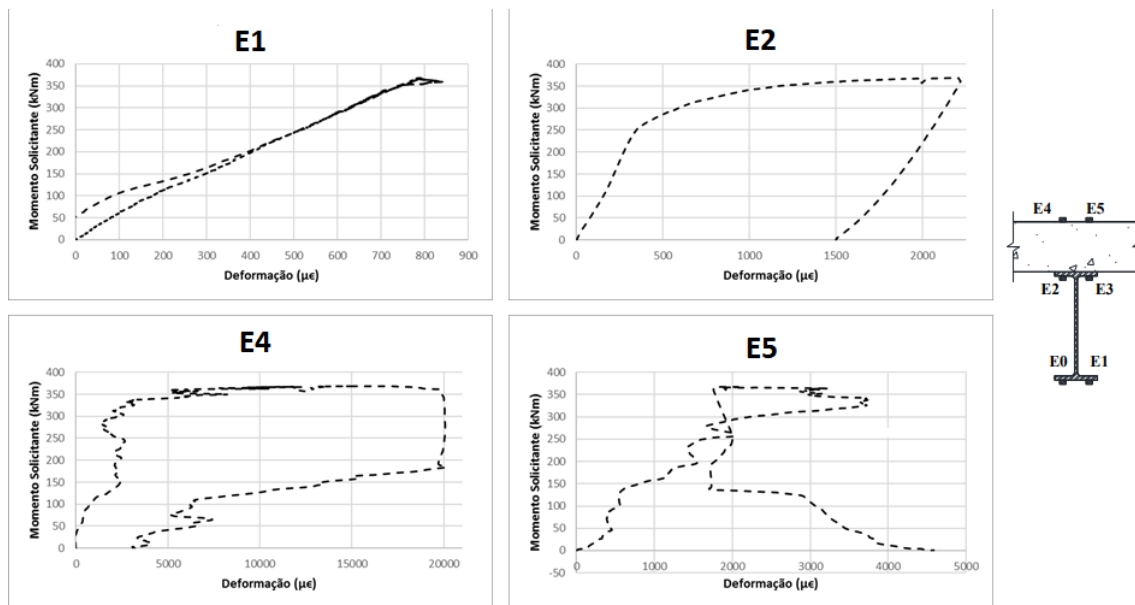


Figura 4.6. Extensômetros 1, 2, 4 e 5

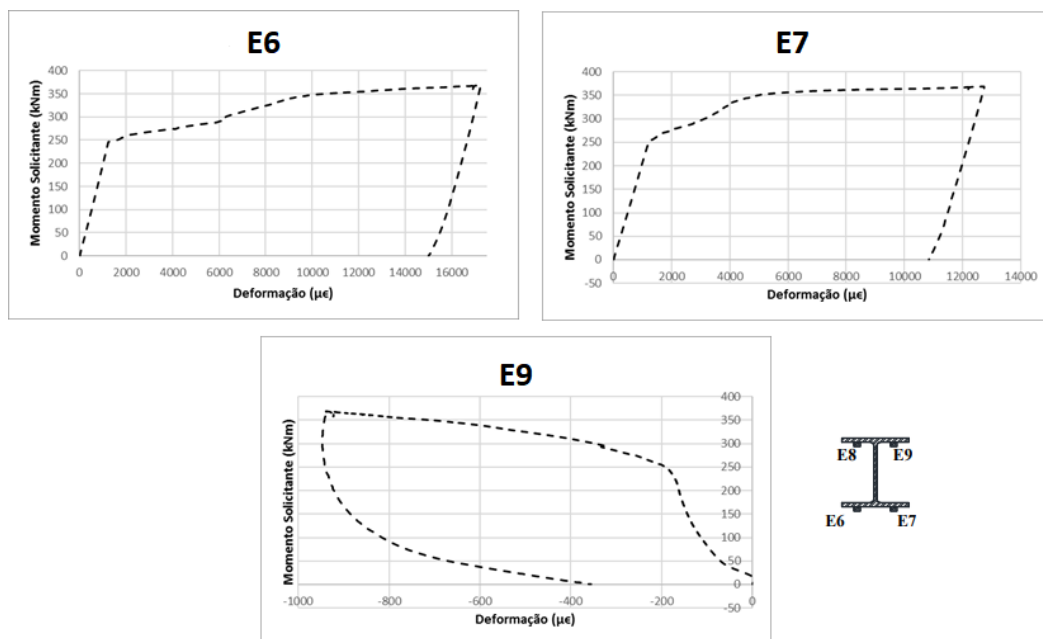


Figura 4.7. Extensômetros E6, E7 e E9

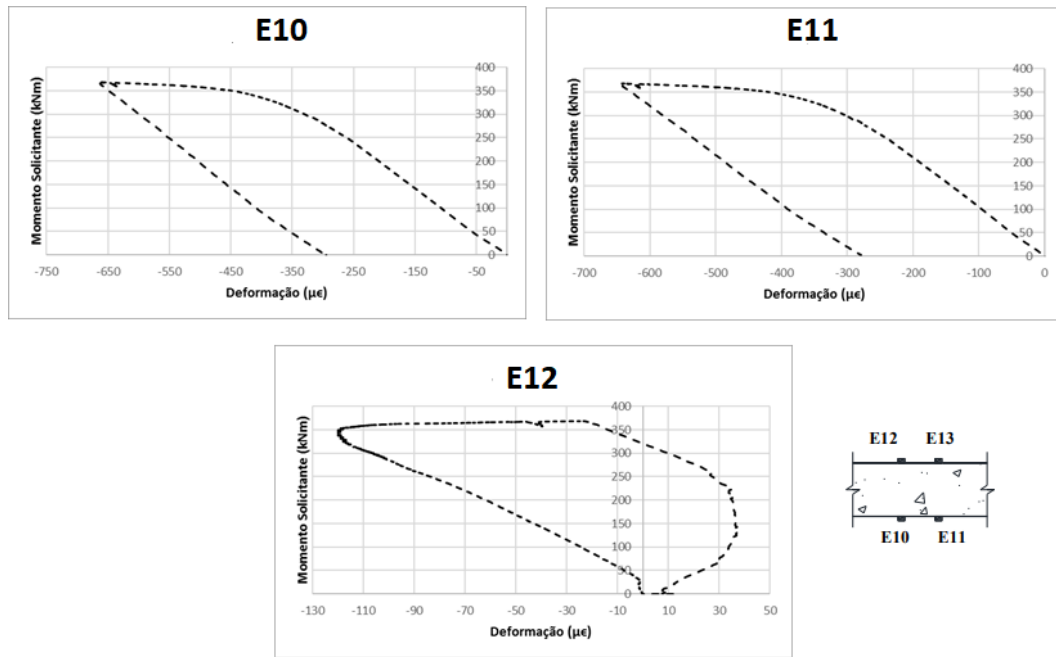


Figura 4.8. Extensômetros 10, 11 e 12

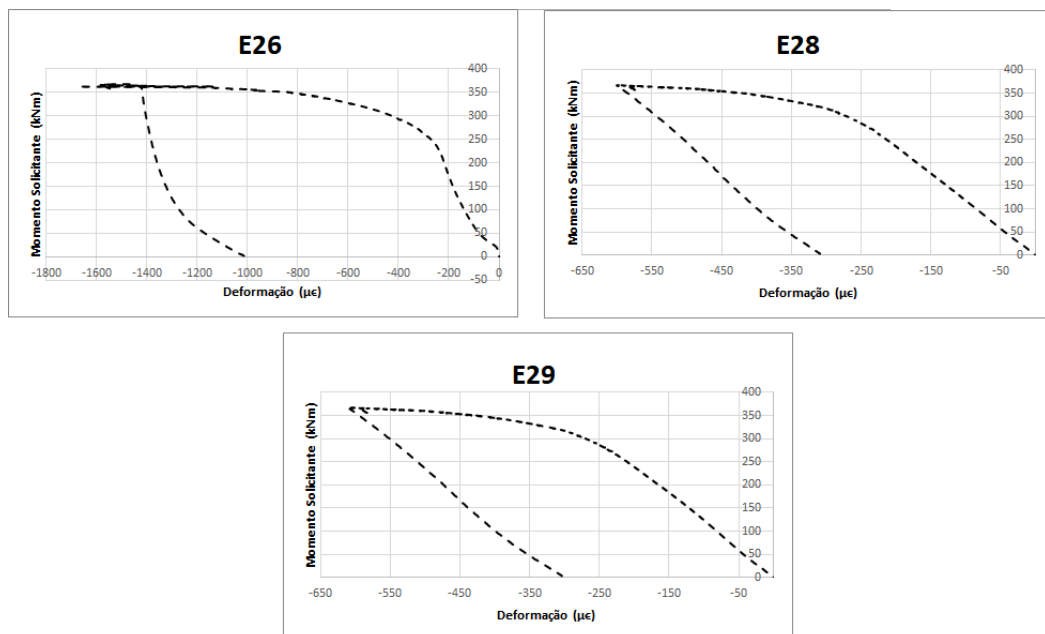


Figura 4.9. Extensômetros 26, 28 e 29.

5 Modelo numérico

5.1. Introdução

Nesse capítulo, são apresentadas as informações pertinentes aos modelos numéricos utilizados neste trabalho. São discutidos e utilizados quatro modelos para validação. Além do modelo SGM-L, são implementados modelos dos três ensaios experimentais do sistema *stub-girder* em escala real realizados por Lam e Hosain [9].

No que se refere aos modelos executados no ANSYS 19, é importante frisar que neste estudo, ao contrário, do que Heitor [1] considerou, a interação entre *stubs* e a laje de concreto pode ser completa ou parcial. As ligações entre *stubs* e corda inferior serão feitas por meio de soldas de filete por toda a extensão da união entre os perfis.

5.2. Software de modelagem estrutural

O ANSYS Structural Mechanics é um *software* CAE-CAD (*Computer-Aided Engineering – Design*), isto é, um *software* utilizado para auxiliar engenheiros e pesquisadores na área de modelagem estrutural.

O *software* executa a análise por meio do Método dos elementos finitos utilizando os dados de entrada inseridos pelo usuário. O desenvolvimento do modelo e a definição dos parâmetros da simulação são feitos utilizando a linguagem paramétrica do *software* (em inglês APDL, *ANSYS Parametric Design Language*). O programa inclui uma ferramenta de pós-processamento capaz de gerar resultados que são dependentes da variável “tempo” (na análise estática, este tempo é o carregamento máximo, seja ele força, seja deslocamento) presente no *software*.

5.3. Tipos de elemento

5.3.1. Laje de concreto

Para modelar a laje de concreto foi elaborada utilizaram-se elementos sólidos SOLID186, presentes na biblioteca de elementos do *software* ANSYS 19. O elemento SOLID186 permite a modelagem tridimensional de sólidos. O elemento é definido por vinte nós que apresentam três graus de liberdade: translações nas direções X, Y e Z. Este elemento apresenta propriedades de plasticidade, hiperelasticidade, enrijecimento devido ao estado de tensões, deformações devidas à fluência e grandes deformações e rotações. Este elemento pode ter formato prismático, tetraédrico e piramidal A geometria do elemento é apresentada na Figura 5.1.

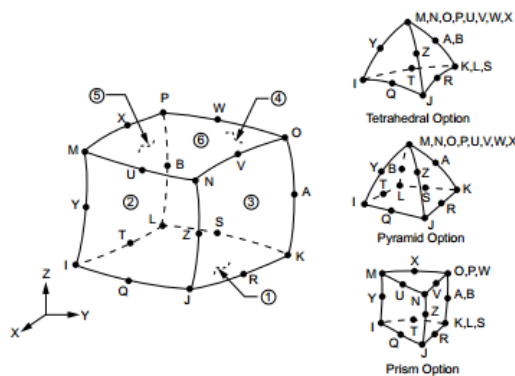


Figura 5.1. Elemento SOLID186 [39]

5.3.2. Perfis de aço

Os perfis de aço foram criados com por meio de elementos de casca SHELL181. O elemento SHELL181 é utilizado para modelagem de estruturas que apresentam pequena a média espessura. O elemento apresenta quatro nós, cada um com 6 graus de liberdade: translações e rotações nas direções X, Y e Z. Esse elemento é adequado para análises lineares e não-lineares com pequenas e grandes deformações e rotações.

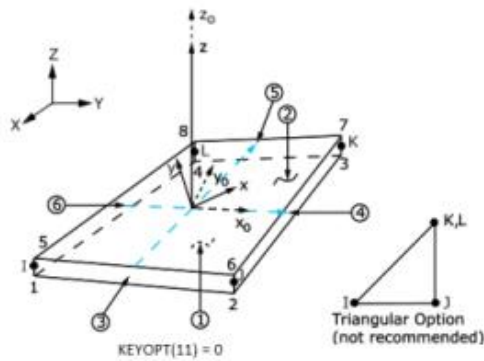


Figura 5.2. Elemento SHELL181 [39]

5.3.3. Conectores de cisalhamento

No caso da simulação dos conectores de cisalhamento, foram utilizados elementos de mola COMBIN39. Esses elementos são formados por dois nós e no caso da análise, apresentam apenas um grau de liberdade: translação na direção Z, e recebem como informação, além do material utilizado, a curva carga-deflexão, que pode ser não-linear, e no caso do modelo SGM-L, simulam o comportamento dos conectores de cisalhamento tipo *Perfobond* e sua curva carga-deslizamento. A Figura 5.3 mostra a geometria do elemento COMBIN39 e a curva carga-deflexão que é usada como dado de entrada.

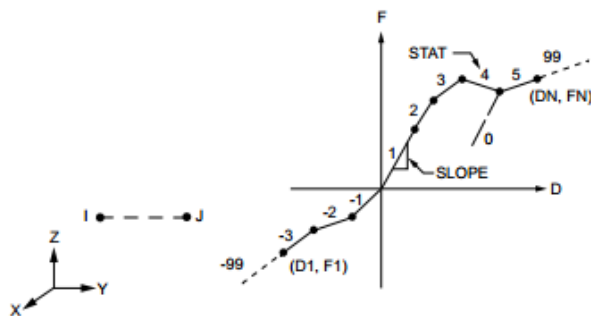


Figura 5.3. Elemento COMBIN39 [39]

Não foram realizados ensaios do tipo *push-out* para obtenção da curva carga-deslizamento dos *Perfobonds*, mas há extensivos estudos a respeito de seu comportamento. A curva supracitada foi obtida conforme a Equação 5.1, proposta por Zheng *et al.* [33].

$$V = \frac{V_u}{1 + \left(\frac{s_t}{s}\right) \left(1 - \frac{s}{s_p}\right)^2} \quad (0 \leq s \leq s_u) \quad (5.1)$$

onde s_i é o deslizamento inicial, que apresenta valor igual a 0,2 mm para testes tipo *push-out* de PerFOBonds, s_p é o valor do deslizamento para a carga máxima atingida, V_u e finalmente, s_u é o deslizamento último, que tem valor igual a s_p em *PerFOBonds* sem armaduras passando pelos furos e $2,5s_p$ nos que apresentam armaduras. A curva carga-deslizamento obtida é mostrada na Figura 5.4. Como já citado anteriormente, a carga máxima calculada foi de $V_u = 198,95$ kN.

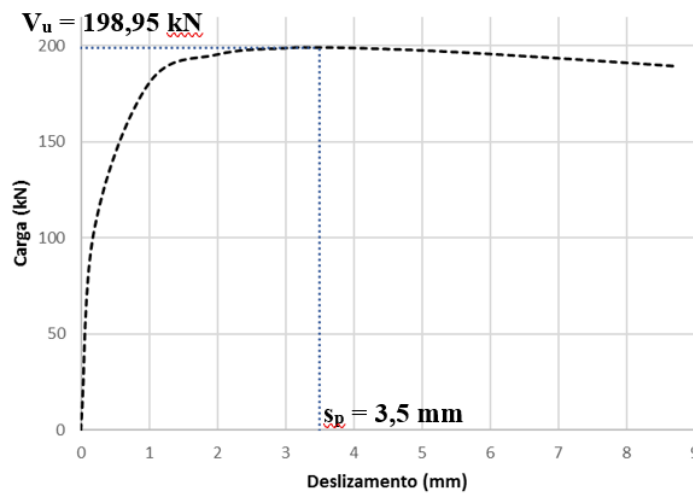


Figura 5.4. Curva carga-deslizamento utilizada no modelo e obtida conforme Zheng [33]

5.3.4. Armaduras

As armaduras são criadas com uso de dois tipos de elemento: MESH200 e REINF264. Os elementos MESH200 são de uso temporário e apenas fazem parte do processo de criação dos elementos REINF264, já que em suas versões recentes, o ANSYS permite que a armadura seja criada de forma independente. Em versões mais antigas, a criação das armaduras dependia dos nós da laje de concreto. A Figura 5.5 mostra a geometria do elemento REINF264 inserido em um elemento cúbico.

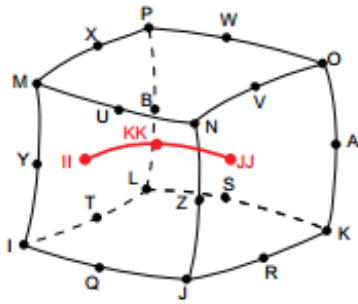


Figura 5.5. Elemento REINF264 [39]

Os elementos REINF264 recebem como entrada de dados a tensão limite de escoamento do aço das armaduras e sua área.

O método utilizado para criação das armaduras foi o da malha independente, isto é, os nós dos elementos que formam a armadura não dependem da malha da laje de concreto. A criação das armaduras consiste em três etapas:

1. Criação de linhas na posição das armaduras dentro dos elementos SOLID186;
2. Criação dos elementos MESH200 com as linhas criadas;
3. Uso do comando *ereinf* [40], que automaticamente transforma os elementos MESH200 em elementos REINF264.

O método da malha independente é de grande utilidade, já que facilita a criação da malha e a parametrização do modelo.

5.4. Modelos constitutivos

5.4.1. Aço

Para as propriedades não-lineares do aço, independentemente da tensão limite de escoamento possuída, foi escolhido o modelo bilinear que obedece ao critério de escoamento de Hill [41], em que ao ser atingida a tensão limite de escoamento do material, ocorre o endurecimento isotrópico do mesmo, provocando um aumento uniforme (relacionado ao coeficiente angular α , que para esta análise foi considerado 20 MPa) do tamanho da superfície de escoamento, resultando em um aumento do valor da tensão.

5.4.2. Concreto

A modelagem do concreto se deu com uso do modelo *Drucker-Prager Concrete* [42]. Os modelos Drucker-Prager de superfície única geralmente não apresentam grandes diferenças no comportamento à tração e compressão do concreto. Assim, este modelo utiliza duas superfícies: a superfície de ruptura para o comportamento em tração e tração-compressão, que pode ser obtida conforme Drucker-Prager ou Rankine, e uma superfície para o comportamento à compressão, obtida conforme Drucker-Prager. É importante frisar que a superfície para o comportamento à compressão é diferente da utilizada para o comportamento em tração e tração-compressão, levando em conta a plastificação do concreto, enquanto a primeira se refere ao amolecimento por tração e tração-compressão. A Figura 5.6 mostra o modelo composto pelas superfícies de Drucker-Prager para tração e compressão.

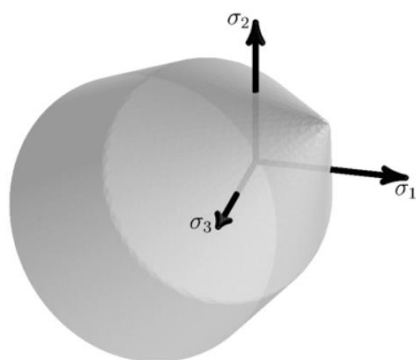


Figura 5.6. Modelo composto pelas superfícies de Drucker-Prager para tração e compressão [42]

No caso do presente trabalho, foram utilizadas apenas superfícies de Drucker-Prager, que, além de apresentarem excelentes resultados, não causam tanta instabilidade na obtenção dos resultados, como ocorre quando a superfície de Rankine é utilizada.

5.4.2.1. Definindo o modelo Drucker-Prager Concrete

Para utilizar o modelo *Drucker-Prager Concrete* deve-se definir os parâmetros de resistência do concreto:

1. Resistência à compressão uniaxial do concreto, obtida por meio de ensaios de compressão simples no LEM-DEC. O valor utilizado foi o da média dos resultados dos corpos de prova, $f_{cm} = 26,5$ MPa.
2. Resistência à tração uniaxial do concreto, calculada conforme a Equação 5.2, obtida no código de modelagem do concreto *fib2010* (da *Fédération Internationale du Béton*) [43].

$$f_{ctm} = 0,3(f_c - 8)^{2/3} \quad (5.2)$$

onde f_c é a resistência uniaxial à compressão.

3. Resistência à compressão biaxial, calculada conforme a Equação 5.3, obtida no mesmo código.

$$f_{c2c} = (1,2 - \frac{f_c}{1000})f_c \quad (5.3)$$

Além disso, é necessário calcular o módulo de elasticidade do concreto, conforme a Equação 5.4, também obtida no *fib2010*.

$$E_c = \alpha_i E_{c0} \alpha_E (\frac{f_c}{10})^{1/3} \quad (5.4)$$

onde E_c é o módulo de elasticidade do concreto com 28 dias de idade, f_c é a resistência uniaxial à compressão do concreto, α_E é um coeficiente que depende da rocha que originou os agregados graúdos (neste caso foi utilizado $\alpha_E = 1,0$), E_{c0} é o módulo de elasticidade inicial do concreto, igual a 21.500 Mpa, e o coeficiente α_i leva em conta deformações plásticas iniciais e é calculado conforme a Equação 5.5.

$$\alpha_i = 0,8 + 0,2 \frac{f_{cm}}{10} \quad (5.5)$$

5.4.2.2. Definindo as leis de endurecimento, amolecimento e dilatação (HSD)

As leis de endurecimento, amolecimento e dilatação (do inglês *hardening, softening and dilatation*, ou HSD) regem o comportamento do material após o processo de plastificação ser iniciado. Estão disponíveis no ANSYS 19 quatro modelos distintos para essas leis, sendo eles:

1. *Exponential*;
2. *Steel Reinforcement*;
3. *Fracture Energy*;
4. *Linear*.

As Figuras 5.7 a 5.10 apresentam as curvas de amolecimento do concreto à tração e compressão para cada modelo disponível.

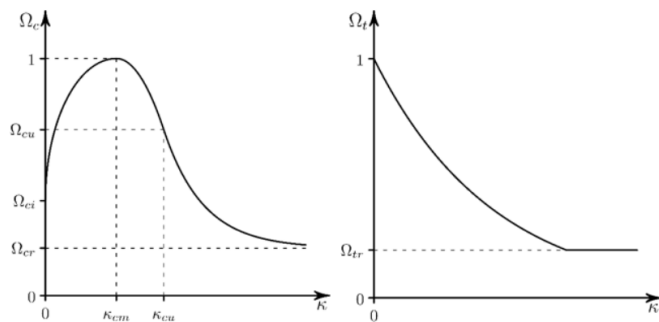


Figura 5.6. Amolecimento por compressão e tração do modelo *Exponential* [42]

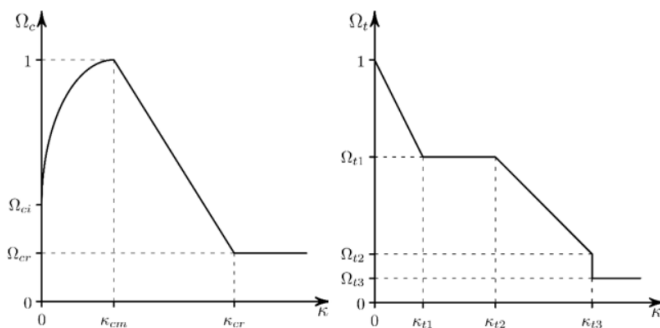


Figura 5.8. Amolecimento por compressão e tração do modelo *Steel Reinforcement* [42]

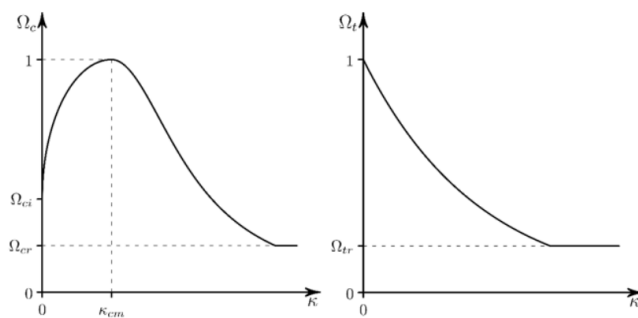


Figura 5.9. Amolecimento por compressão e tração do modelo *Fracture Energy* [42]

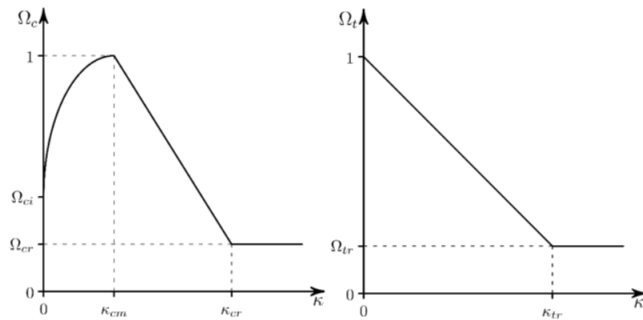


Figura 5.10. Amolecimento por compressão e tração do modelo *Linear*

[42]

Após análises preliminares, foi decidido que o modelo utilizado para as leis de endurecimento, amolecimento e dilatação seria o *Exponential*. Este modelo recebe como dados de entrada:

1. Deformação plástica à resistência axial à compressão, κ_{cm} ;
2. Deformação plástica na transição para o amolecimento exponencial, κ_{cu} ;
3. Tensão relativa no início do endurecimento não-linear, Ω_{ci} ;
4. Tensão relativa residual em κ_{cu} , Ω_{cu} ;
5. Tensão relativa residual de compressão, Ω_{cr} ;
6. Energia de fratura do modo I, G_{ft} ;
7. Tensão residual de tração, Ω_{tr} .

A energia de fratura foi calculada conforme Benincá [44], que utilizou manipulações algébricas para encontrar uma equação que gerasse uma curva em que o trecho exponencial fosse menor e o decaimento não fosse tão lento quanto quando utilizada a equação para energia de fratura presente no código *fib2010*.

$$G_{ft} = -\frac{\bar{\kappa}R_tL_i}{\ln(\Omega_{tr})} \quad (5.6)$$

onde R_t representa a resistência uniaxial à tração, L_i é o comprimento característico do elemento que forma a laje de concreto e $\bar{\kappa}$ a deformação plástica quando a tensão residual de tração é atingida.

Além disso, Benincá [44] fez testes utilizando o valor do comprimento característico como sendo a raiz cúbica de um oitavo do volume do elemento e os resultados obtidos foram coerentes com a Equação 5.5 utilizando-se integração total ou integração reduzida nos elementos sólidos.

5.5. Condições de contorno e aplicação de carregamentos

Apresentar condições de contorno corretas é essencial para uma solução satisfatória do modelo numérico. No caso do sistema proposto, as condições de contorno são idênticas às de uma viga bi-apoiada. Para tanto, a sua aplicação é feita utilizando-se o método *Multipoint Constraints (Rigid Surface Constraint)*, que consiste na criação de um nó piloto ao qual são ligados um nó ou um conjunto de nós pelo Método *master-slave*. Por meio desse método, as condições aplicadas ao nó piloto (*master*) serão aplicadas também ao conjunto de nós selecionados (*slaves*). Os graus de liberdade restringidos no primeiro apoio são os translacionais nos eixos Y e Z, e no segundo apoio, o translacional no eixo Y. Similarmente, o deslocamento aplicado no centro da viga foi criado com uma restrição no eixo translacional Y no nó piloto localizado no centro do *Stub-Girder*.

5.6. Tipo de análise

A análise estrutural não-linear é feita pelo ANSYS 19 por meio da aplicação do método Newton-Raphson. Com a finalidade de realizar uma previsão do comportamento não linear do material, a carga aplicada (deslocamento no eixo Y) foi dividida em uma série de passos (*substeps*) que são incrementados imediatamente após o critério de convergência do passo anterior ter sido atendido. A carga é aplicada com incrementos menores durante a fase de escoamento dos materiais. É importante frisar que foram consideradas não-linearidades de material, já que as restrições dos elementos MPC184 são lineares, fazendo com que a adição de não-linearidades geométricas gere resultados de baixa qualidade.

5.7. Validação do modelo numérico

5.7.1. Lam e Hosain.

Lam e Hosain [9] realizaram sete ensaios de flexão em escala real (assim como no modelo SGM-L, nesses ensaios a carga foi aplicada no centro da viga), nomeados SGC-1 a SGC-6. Para validação do modelo numérico, serão simulados os ensaios SGC-5, SGC-6 e SGC-6. Todos os modelos são formados por 5 *stubs* de comprimento 305 mm e 4 aberturas de comprimento 533,75 mm e armadura

formada por 8 barras de 142,5 mm². A interação aço-concreto foi considerada completa.

As informações concernentes à geometria e material dos modelos SGC-5, SGC-6 e SGC-7 são mostradas nas Tabelas 5.1 a 5.3. É importante frisar que, como a interação entre aço e concreto foi considerada completa, foi utilizada compatibilidade de deslocamentos para que os nós da interface aço-concreto e da interface entre o banzo inferior e o *stub* apresentem sempre os mesmos valores de deslocamentos em x, y e z.

Tabela 5.1. Modelo SGC-5 [9]

SGC-5	Laje	<i>Stub</i>	Banzo inferior
Seção	425,4 x 101,6	S5x10	W6x15,5
L (mm)	3.660,0	305,0	3.660,0
$f_{y\text{mesa}}$ (MPa)	-	323,7	323,7
$f_{y\text{alma}}$ (MPa)	-	336,3	336,3
f_c (MPa)	30,2	-	-
Cobrimento (mm)	19,0	-	-

Tabela 5.2. Modelo SGC-6 [9]

SGC-6	Laje	<i>Stub</i>	Banzo inferior
Seção	425,4 x 101,6	S6x12,5	W6x15,5
L (mm)	3.660,0	305,0	3.660,0
$f_{y\text{mesa}}$ (MPa)	-	323,7	323,7
$f_{y\text{alma}}$ (MPa)	-	336,3	336,3
f_c (MPa)	31,0	-	-
Cobrimento (mm)	19,0	-	-

Tabela 5.3. Modelo SGC-7 [9]

SGC-6	Laje	Stub	Banzo inferior
Seção	425,4 x 101,6	S8x18,4	W6x15,5
L (mm)	3.660,0	305,0	3.660,0
$f_{y\text{mesa}}$ (MPa)	-	323,7	323,7
$f_{y\text{alma}}$ (MPa)	-	336,3	336,3
f_c (MPa)	29,0	-	-
Cobrimento (mm)	19,0	-	-

A Figura 5.11 apresenta o modelo numérico gerado no ANSYS 19 e a Figura 5.12 mostra as curvas carga-deslocamento dos ensaios em escala real e dos modelos numéricos, que apresentaram resultados satisfatórios.

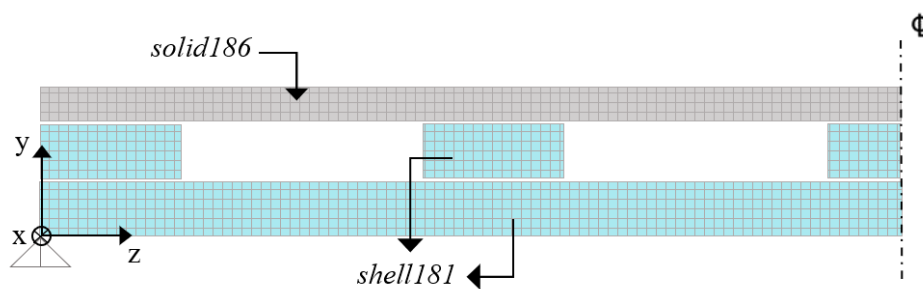


Figura 5.11. Geometria dos modelos numéricos SGC.

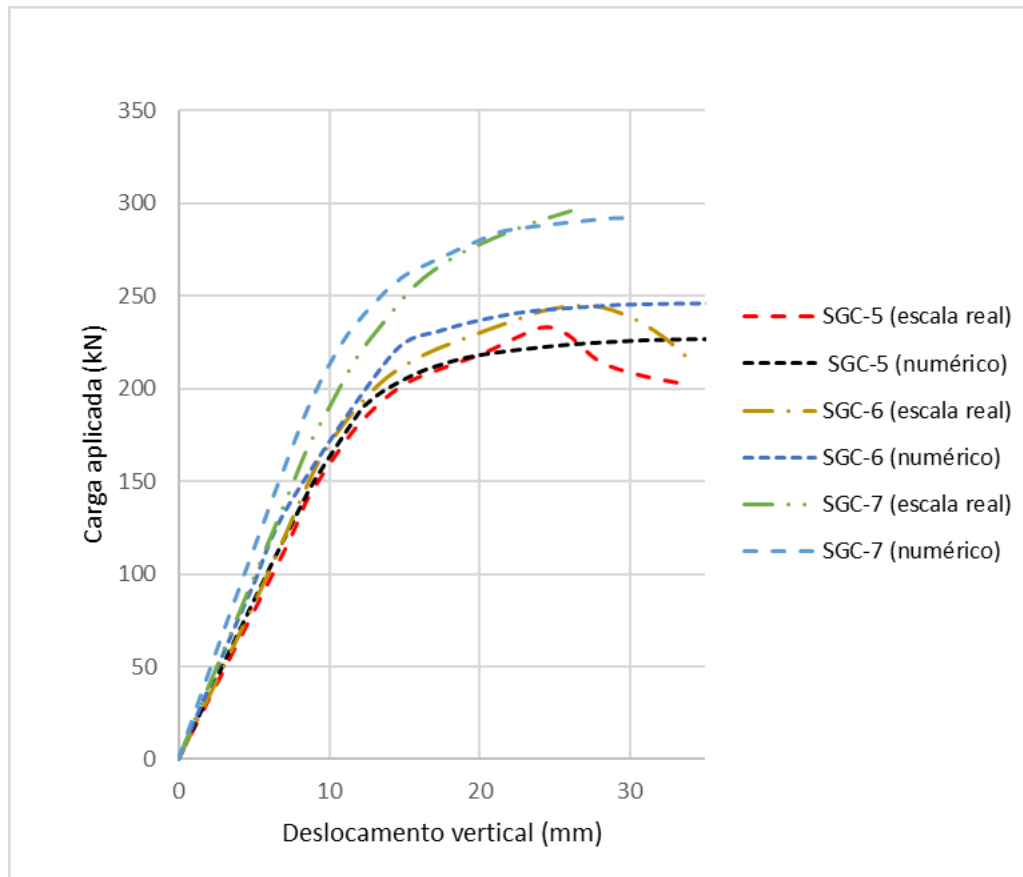


Figura 5.12. Curvas carga-deslocamento das vigas SGC-5, SGC-6 e SGC-7 (ensaios em escala real e modelos numéricos).

Como pode ser observado nas curvas obtidas por meio dos modelos numéricos, o método de criação do modelo, incluindo elementos e modelos constitutivos, mostrou bons resultados quando comparado aos ensaios em escala real. A próxima seção tratará do modelo numérico utilizado para simular o comportamento do modelo SGM-L, seguindo a mesma metodologia.

5.7.2. Modelo SGM-L

5.7.2.1. Geometria do modelo

O sistema modificado usado como exemplo é o SGM-L ensaiado em laboratório, que também terá a função de calibrar o modelo numérico proposto. O modelo é formado por dois *stubs* de comprimento igual a 2520 mm que proporcionam uma abertura de 480 mm tendo em vista o vão total de 6.000 mm. O banzo superior é formado por laje maciça de concreto armado, com espessura igual a 100 mm e largura efetiva, obtida conforme a CAN S16-10 [42], igual a

1.500 mm (1/4 do comprimento total). O banzo inferior tem comprimento igual a 2360 mm.

A partir da modelagem do sistema, foi decidido que a interação entre os *stubs* e a laje maciça pode ser considerada completa ou parcial, ou seja, o deslizamento entre a laje de concreto e a viga metálica é permitido. É importante salientar que a carga aplicada será dividida entre o banzo superior e o banzo inferior, de acordo com o rateio de seus momentos de inércia, como ocorre no sistema *Stub-Girder* tradicional. Os modelos serão representados com diversos elementos estruturais no plano X-Y-Z (Modelo 3-D). O sistema modificado é mostrado nas Figuras 5.13 e 5.14.

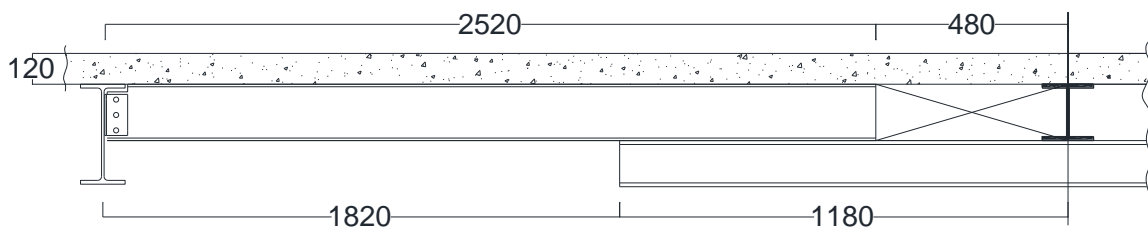


Figura 5.13. Geometria do modelo numérico SGM-L.

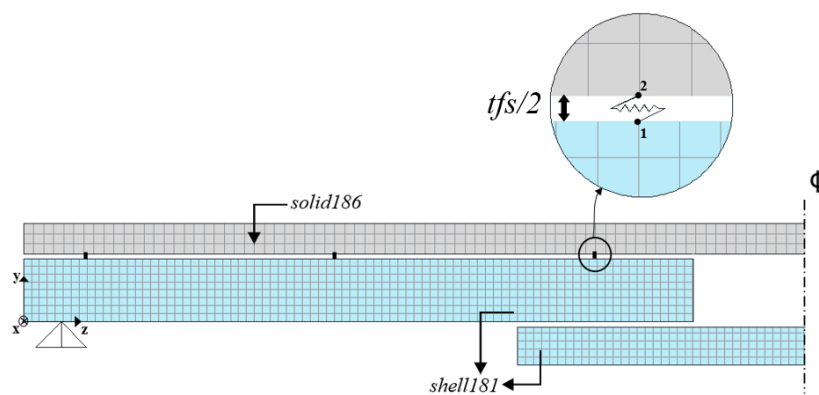


Figura 5.14. Geometria do modelo numérico SGM-L.

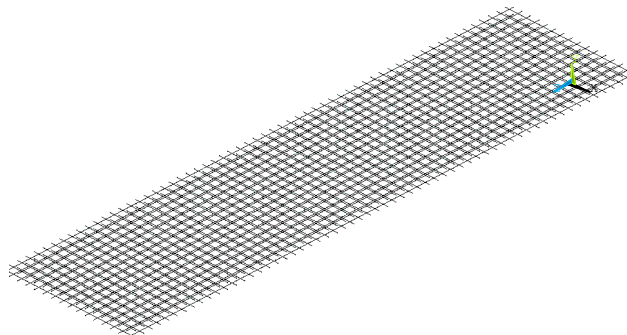


Figura 5.15. Armadura criada com elementos REINF264.

5.7.2.2. Propriedades mecânicas para a análise do modelo de calibração SGM-L

O aço A-572 Grau-50 é utilizado nos perfis laminados, disponíveis no mercado brasileiro, e sua tensão limite de escoamento (f_y) é igual a 345 MPa, valor obtido em ensaio de tração direta realizado no LEM-DEC da PUC-Rio. O aço dos enrijecedores de alma não foi ensaiado. O valor utilizado para sua tensão limite de escoamento é o presente em seu certificado de usinagem, de 250 Mpa. Também para aço das armaduras foram adotados os valores padrão para o CA-50, que apresenta tensão limite de escoamento igual a 500 MPa. Em todos os casos, foram considerados valores para o módulo de elasticidade (E) de 200.000 MPa e coeficiente de Poisson (ν) de 0,3.

As Tabelas 5.4 e 5.5 apresentam o resumo das propriedades mecânicas do aço e concreto utilizados.

Tabela 5.4. Resumo das propriedades mecânicas do concreto

Propriedades do Concreto	
Isotrópico Linear	
E	25.557,0 MPa
ν	0,2
<i>Drucker-Prager Concrete</i>	
f_c	26,5 MPa
f_{ctm}	2,098 MPa
f_{c2c}	31,1 MPa
<i>Modelo HSD Exponential</i>	
κ_{cm}	$0,02 - \frac{f_c}{E_c} = 0,001063$
κ_{cu}	$0,035 - \Omega_{cr} \frac{f_c}{E_c} = 0,002618$
Ω_{ci}	60%

Ω_{cu}	90%
Ω_{cr}	75%
G_{ft}	0,027 N/mm
Ω_{tr}	2%

Tabela 5.5. Propriedades mecânicas dos aços utilizados no modelo SGM-L

Aço	Tipo de elemento	Propriedades do Material	
A572 G-50 (W150x29,8)	SHELL181	Isotrópico Linear	
		E	200.000 MPa
		ν	0,3
		Isotrópico Bilinear	
		f_y	340,5 MPa
		α	20,0 MPa
A572 G-50 (W250x28,4)	SHELL181	Isotrópico Linear	
		E	200.000 MPa
		ν	0,3
		Isotrópico Bilinear	
		f_y	346,2 MPa
		α	20 MPa
A-36	SHELL181	Isotrópico Linear	
		E	200.000 MPa
		ν	0,3
		Isotrópico Bilinear	
		f_y	250 MPa

		α	20 MPa
		Isotrópico Linear	
		E	200.000 MPa
		ν	0,3
CA-50	REINF264	Isotrópico Bilinear	
		f_y	500 MPa
		α	20 MPa

5.7.2.3. Validação do modelo SGM-L

Esta seção tem como objetivo comparar os resultados obtidos via modelo numérico com aqueles obtidos no ensaio em escala real do modelo SGM-L. A Figura 5.16 mostra a comparação entre as curvas carga-deslocamento dos modelos SGM-L.

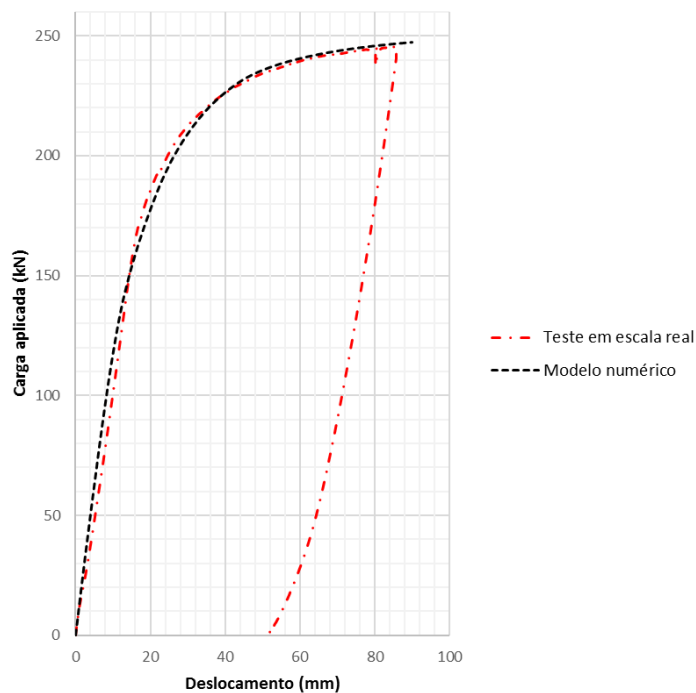


Figura 5.16. Curvas carga-deslocamento do modelo SGM-L.

Como pode ser observado, a metodologia utilizada gerou bons resultados no que diz respeito à carga máxima atingida, já que no teste em escala real, a carga máxima obtida foi de 245,4 e a carga máxima obtida via modelo numérico foi de

246,82 kN, uma diferença de apenas 0,575 %. A pequena diferença observada no trecho linear das curvas é atribuída ao fato de existirem muitas incertezas no ensaio em escala real. Na fase de concretagem existia um desnível de 40 cm entre as extremidades da viga e apesar dos melhores esforços é possível que uma excentricidade tenha sido gerada causando perda de rigidez na fase inicial de carregamento. A Tabela 5.6 mostra o resumo dos resultados obtidos.

Tabela 5.6. Resumo dos resultados obtidos no teste em escala real e no modelo numérico SGM-L.

Regime	Carga aplicada (kN)		Momento solicitante (kNm)		Deslocamento (mm)	
	Ensaio	ANSYS	Ensaio	ANSYS	Ensaio	ANSYS
Linear	167,57	150,13	251,35	225,20	16,00	14,33
Não-linear	245,40	246,82	368,10	370,23	85,60	85,60

Além disso, no caso do modelo numérico também podem ser observadas fissuras nas mesmas regiões que no teste em escala real, onde estão posicionados os conectores de cisalhamento. Assim como no teste em escala real, não foram observadas fissuras em outros locais da laje no modelo numérico.

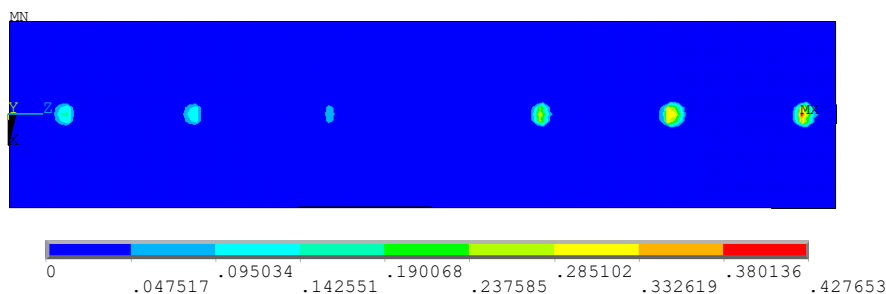


Figura 5.17. Fissuração na parte inferior da laje de concreto.

5.8. Análise paramétrica

Após a validação do modelo numérico mostrada na seção anterior, foram realizadas análises em 28 modelos, variando as seções dos *stubs* mistos e da corda inferior. Em todos os modelos, foram utilizados os mesmos *Perfobonds* que os do modelo SGM-L. Além disso, a laje também é a mesma em todos os modelos, apresentando largura efetiva igual a 1.500 mm e espessura igual a 100 mm, com armaduras mínimas, calculadas conforme a NBR 6118:2014 – *Projeto de estruturas de concreto – procedimento*. A Tabela 5.7 apresenta as informações dos modelos numéricos analisados.

Tabela 5.7. Modelos analisados

Modelo	Cód.	Perfil da Corda Inferior	Perfil do Stub	
Grupo 1	1	SGM-01	W150x29,8	W250x17,3
	2	SGM-02	W150x29,8	W250x22,3
	3	SGM-03	W150x29,8	W250x25,3
	4	SGM-04	W150x29,8	W250x28,4
	5	SGM-05	W150x29,8	W250x32,7
	6	SGM-06	W150x29,8	W250x38,5
	7	SGM-07	W150x29,8	W250x44,8
Grupo 2	8	SGM-08	W150x37,1	W250x17,3
	9	SGM-09	W150x37,1	W250x22,3
	10	SGM-10	W150x37,1	W250x25,3
	11	SGM-11	W150x37,1	W250x28,4
	12	SGM-12	W150x37,1	W250x32,7
	13	SGM-13	W150x37,1	W250x38,5
	14	SGM-14	W150x37,1	W250x44,8
Grupo 3	15	SGM-15	W200x35,9	W310x21,0
	16	SGM-16	W200x35,9	W310x23,8
	17	SGM-17	W200x35,9	W310x28,3
	18	SGM-18	W200x35,9	W310x32,7
	19	SGM-19	W200x35,9	W310x38,7
	20	SGM-20	W200x35,9	W310x44,5
	21	SGM-21	W200x35,9	W310x52,0
Grupo 4	22	SGM-22	W200x52,0	W310x21,0

23	SGM-23	W200x52,0	W310x23,8
24	SGM-24	W200x52,0	W310x28,3
25	SGM-25	W200x52,0	W310x32,7
26	SGM-26	W200x52,0	W310x38,7
27	SGM-27	W200x52,0	W310x44,5
28	SGM-27	W200x52,0	W310x52,0

5.9. Curvas carga *versus* deslocamento

A análise não-linear física foi realizada para os 28 modelos e, na fase de pós-processamento, obtidos os gráficos de força aplicada *versus* deslocamento. A partir destes gráficos são obtidas as cargas máximas para cada modelo.

Destes gráficos podem ser retiradas importantes informações que auxiliarão no entendimento do sistema no que diz respeito à análise não-linear física e ao projeto do sistema por meio do método dos estados limites de acordo com a norma canadense CAN-S16.

Os gráficos da curva carga *versus* deslocamento no meio do vão condensados para os modelos dos Grupos 1, 2, 3 e 4 são apresentados nas Figuras 5.18 a 5.21.

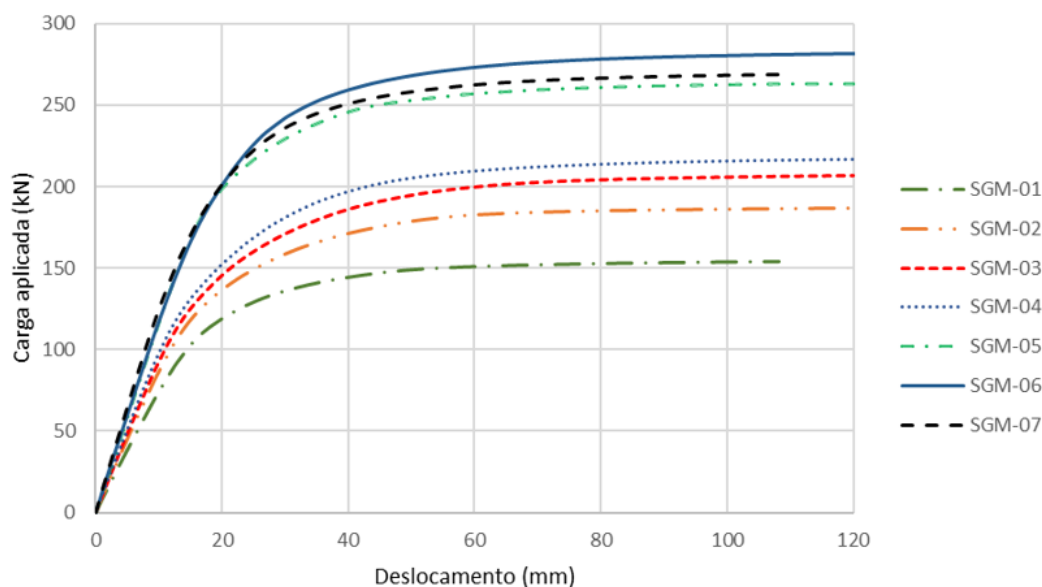


Figura 5.18. Curvas carga-deslocamento no meio do vão do Grupo 1.

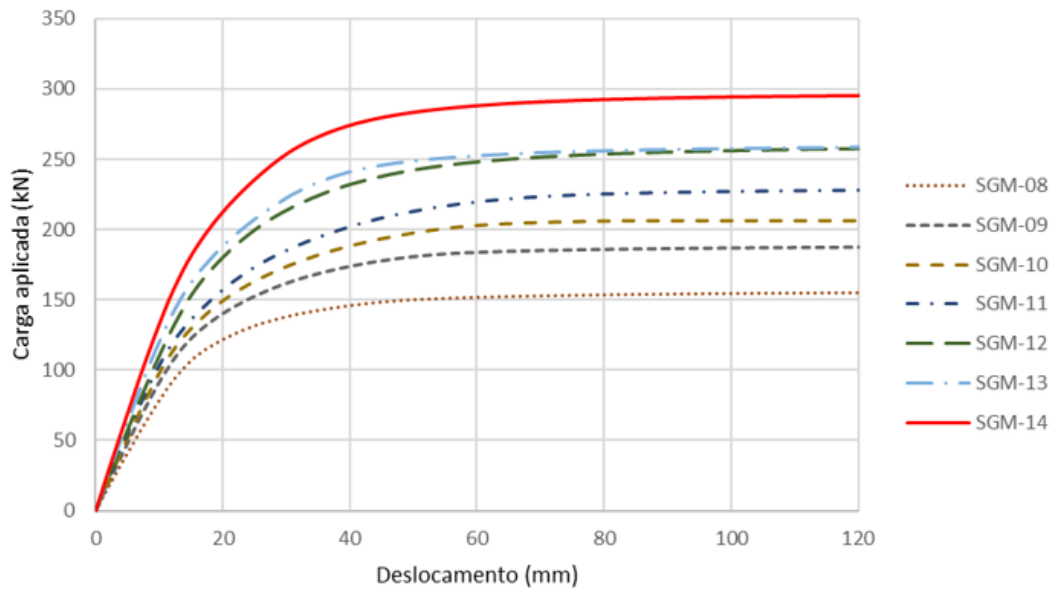


Figura 5.19. Curvas carga-deslocamento no meio do vão do Grupo 2.

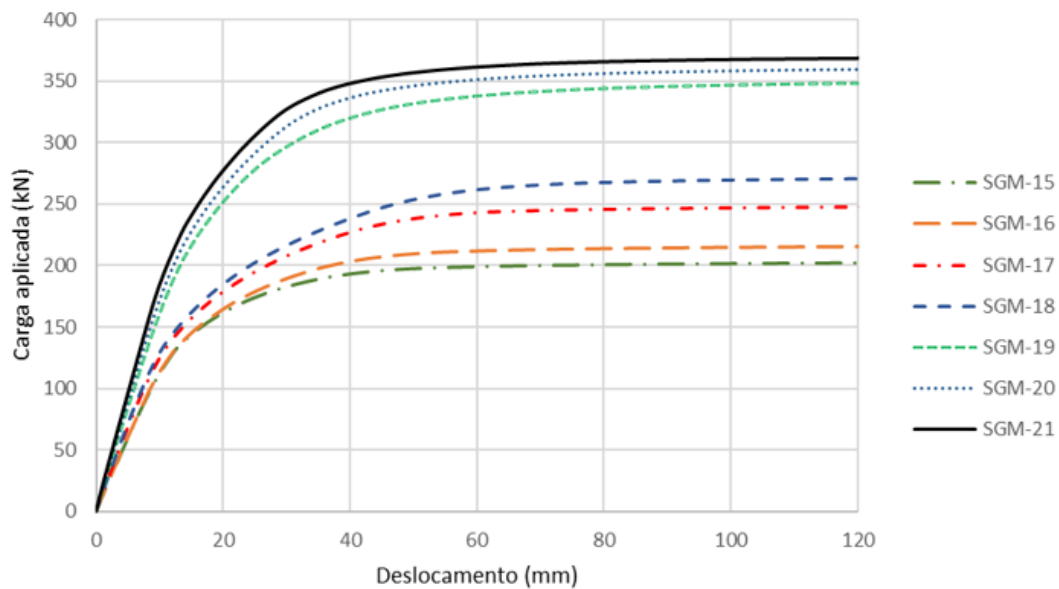


Figura 5.20. Curvas carga-deslocamento no meio do vão do Grupo 3.

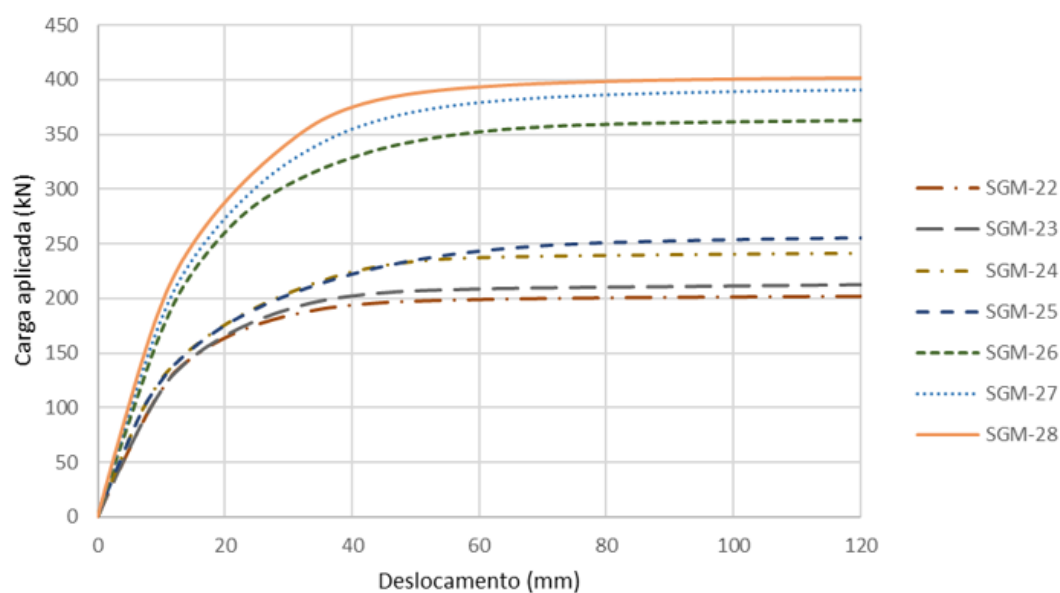


Figura 5.21. Curvas carga-deslocamento no meio do vão do Grupo 4.

A Tabela 5.8 apresenta os valores obtidos para as cargas máximas obtidas para os modelos analisados.

Tabela 5.8. Cargas máximas atingidas pelos modelos numéricos

Grupo	Modelo	P_{\max} - ANSYS (kN)	Grupo	Modelo	P_{\max} - ANSYS (kN)
Grupo 1	SGM-01	153,8	Grupo 2	SGM-08	155,6
	SGM-02	187,0		SGM-09	187,6
	SGM-03	206,5		SGM-10	206,0
	SGM-04	216,9		SGM-11	229,0
	SGM-05	263,2		SGM-12	259,1
	SGM-06	282,2		SGM-13	259,7
	SGM-07	270,3		SGM-14	295,9
Grupo 3	SGM-15	202,3	SGM-22	202,3	
	SGM-16	216,1	SGM-23	214,0	
	SGM-17	248,7	SGM-24	242,3	
	SGM-18	270,7	SGM-25	257,5	
Grupo 4	SGM-19	348,3	SGM-26	363,6	
	SGM-20	360,1	SGM-27	391,8	
	SGM-21	368,9	SGM-28	402,4	

Como pode ser observado nos grupos 1 e 2, a mudança da corda inferior não afetou os resultados no que diz respeito à carga máxima. Isto porque, no caso dos perfis do grupo 1, a seção crítica em boa parte das seções foi o *stub* misto, logo, a mudança da corda inferior não afetou os valores da carga máxima de forma expressiva. O mesmo pode ser observado em parte dos modelos dos grupos 3 e 4, mas de forma menos acentuada. Pode-se inferir, por meio destes resultados, que ao utilizar o sistema, deve-se observar a relação entre os perfis escolhidos para o *stub* e a corda inferior. As Tabelas 5.9 e 5.10 apresentam as relações entre os momentos de inércia e áreas dos *stubs* e cordas inferiores. Os diagramas com as informações condensadas são apresentados nas Figuras 5.24 e 5.25.

Tabela 5.9. Relações geométricas (Grupos 1 e 2)

Grupo	Modelo	$A_{\text{stub}}/A_{\text{cordainferior}}$	$I_{\text{stub}}/I_{\text{cordainferior}}$	$P_{\text{max}} - \text{ANSYS}$ (kN)
Grupo 1	SGM-01	0,60	1,32	153,8
	SGM-02	0,75	1,69	187,0
	SGM-03	0,85	2,00	206,5
	SGM-04	0,95	2,33	216,9
	SGM-05	1,09	2,84	263,2
	SGM-06	1,29	3,48	282,2
	SGM-07	1,50	4,12	270,3
Grupo 2	SGM-08	0,48	1,02	155,6
	SGM-09	0,60	1,31	187,6
	SGM-10	0,68	1,55	206,0
	SGM-11	0,77	1,80	229,0
	SGM-12	0,88	2,20	259,1
	SGM-13	1,04	2,70	259,7
	SGM-14	1,21	3,19	295,9

Tabela 5.10. Relações geométricas (Grupos 3 e 4)

Grupo	Modelo	$A_{\text{stub}}/A_{\text{cordainferior}}$	$I_{\text{stub}}/I_{\text{cordainferior}}$	$P_{\text{max}} - \text{ANSYS}$ (kN)
Grupo 3	SGM-15	0,60	1,10	202,3
	SGM-16	0,67	1,26	216,1

	SGM-17	0,80	1,60	248,7
	SGM-18	0,92	1,91	270,7
	SGM-19	1,09	2,50	348,3
	SGM-20	1,25	2,91	360,1
	SGM-21	1,46	3,46	368,9
Grupo 4	SGM-22	0,41	0,71	202,3
	SGM-23	0,46	0,82	214,0
	SGM-24	0,55	1,04	242,3
	SGM-25	0,63	1,24	257,5
	SGM-26	0,74	1,62	363,6
	SGM-27	0,86	1,89	391,8
	SGM-28	1,00	2,25	402,4

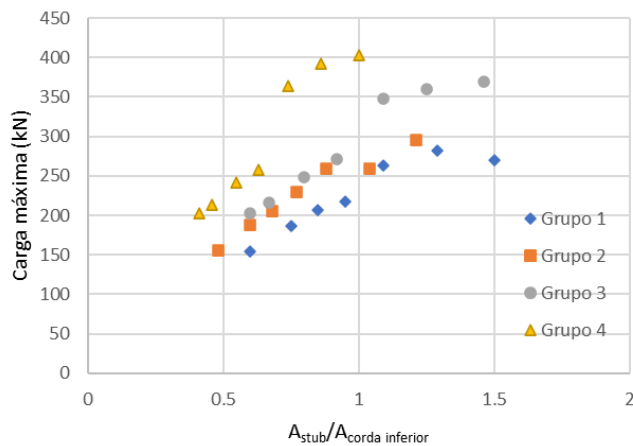


Figura 5.22. Cargas máximas versus relação entre áreas do stub e da corda inferior.

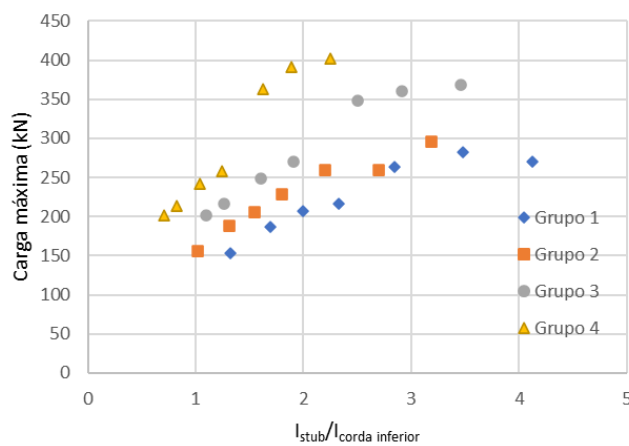


Figura 5.23. Cargas máximas versus relação entre momento de inércia do stub e da corda inferior.

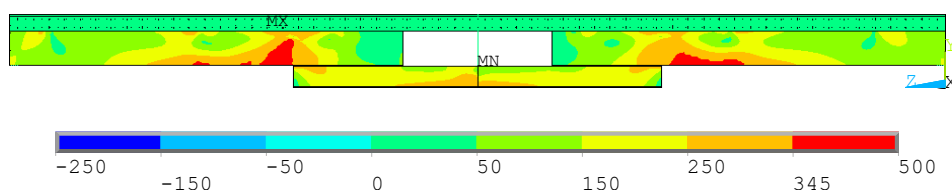
5.10. Critério de plastificação de von Mises [45]

O critério de plastificação de von Mises [45], em sua versão simplificada, sugere que a plastificação dos materiais começa quando a tensão equivalente de von Mises (σ_v) atinge um valor crítico, a tensão limite de escoamento (f_y). Uma vez que este limite é atingido, a deformação plástica é iniciada. Caso o material empregado possua característica de encruamento, ocorre então a alteração da superfície de escoamento de von Mises de acordo com o aumento da seção que atingiu o limite de escoamento, deste modo, permitindo que os estados de tensão para o escoamento subsequente sejam estabelecidos e possíveis. Este critério é parte da teoria de plasticidade e se aplica melhor a materiais dúcteis, como metais.

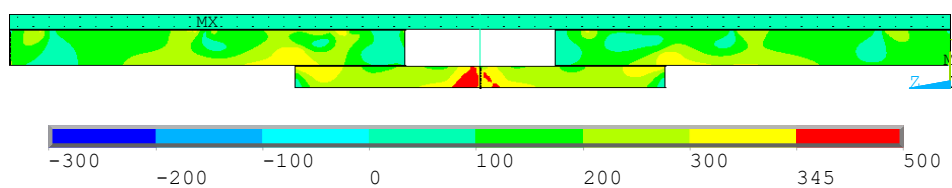
Este critério também é utilizado para a análise da deformação plástica de materiais dúcteis, pois o início de sua plastificação não depende da componente hidrostática do tensor de tensões. A equação geral do critério é apresentada a seguir (Eq. 5.8).

$$\sigma_v = \sqrt{\frac{1}{2}[(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + (\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + (\sigma_{33} - \sigma_{11})^2 + 6(\tau_{12}^2 + \tau_{23}^2 + \tau_{31}^2)]} \quad (5.8)$$

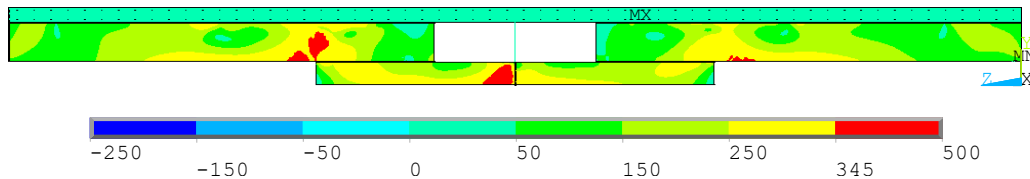
Isto posto, serão apresentadas as regiões onde ocorreu a plastificação para diferentes modelos, e na área de discussão será feito o paralelo entre as tensões de von Mises e a carga de máxima de cada modelo, em que a tensão limite de escoamento do aço (f_y) é de 345 MPa. A Figura 5.24 mostra as tensões de von Mises nos modelos SGM-02, SGM-06, SGM-12 e SGM-23.



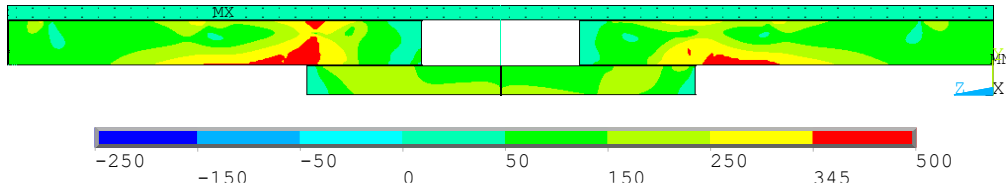
a) Modelo SGM-02



b) Modelo SGM-06



c) Modelo SGM-12



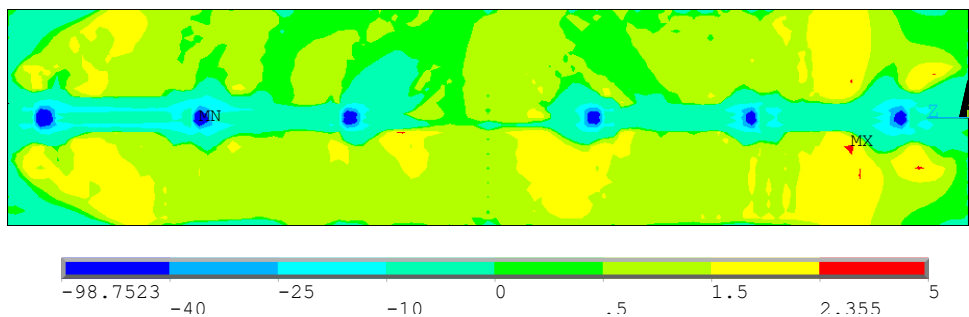
d) Modelo SGM-23

Figura 5.24. Tensões de von Mises (em MPa)

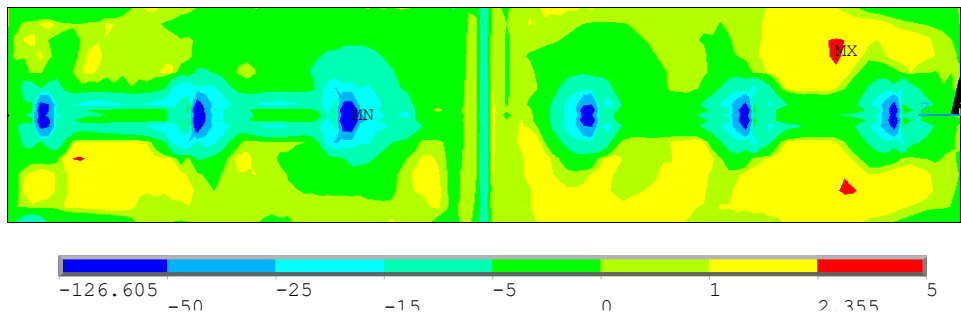
Com base nessas informações, pode-se observar que o sistema modificado apresenta duas seções críticas no aço: a região central da corda inferior e a região de transição entre *stubs* e corda inferior, como esperado.

5.11. Laje de concreto

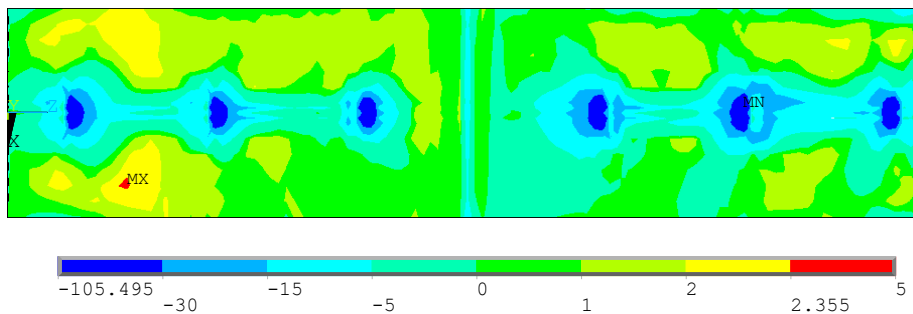
Com o modelo utilizado no ANSYS, pode-se observar o caminho das fissuras por meio das deformações plásticas equivalentes, porém, no caso dos modelos analisados, o banzo superior, formado pela laje de concreto de largura efetiva de 1.500 mm e espessura de 100 mm, nunca foi uma seção crítica. Em poucos modelos a tensão limite de tração do concreto foi atingida. A Figura 5.25 mostra as tensões longitudinais na base da laje de concreto.



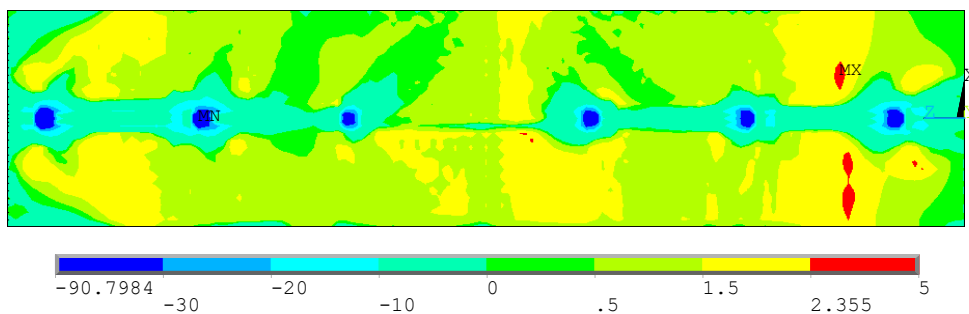
a) Modelo SGM-02



b) Modelo SGM-06



c) Modelo SGM-12



d) Modelo SGM-23

Figura 5.25. Tensões longitudinais na base da laje de concreto

É interessante observar que o centro da laje, região que representa a corda superior no sistema *Stub-Girder* modificado, não atinge a tensão limite de tração, que no caso do concreto utilizado ($f_{ck} = 30$ MPa), tem valor de 2,355 MPa. Isso pode se dever ao fato de que, pela distribuição da carga aplicada que ocorre entre a laje de concreto e o perfil de aço que forma o banzo inferior, quanto maiores os momentos de inércia dos perfis que o formam, menos carga será distribuída para a laje de concreto.

5.12. Discussão

A partir dos resultados expostos neste capítulo, é possível fazer uma análise criteriosa a respeito do comportamento do sistema modificado. Como pode ser observado, no caso dos Grupos 1, 3 e 4, a mudança da seção dos *stubs* passa a gerar grandes diferenças na carga máxima atingida apenas quando o quarto perfil da série (W250 ou W310) passa ser utilizado. Ao utilizar o sistema, deve-se escolher as seções dos *stubs* e da corda inferior de modo que não ocorra subutilização de nenhum destes elementos.

Também foi observada a utilização de *stubs* idênticos e cordas inferiores diferentes. Quando a seção utilizada para o *stub* tem área e momento de inércia muito maiores que os da seção da corda inferior, nela irá ocorrer o modo de ruína. Pode-se verificar que, para que a mudança da corda inferior gere aumento efetivo na resistência do sistema, as relações entre os momentos de inércia e áreas dos perfis de aço devem ser levadas em consideração.

Por meio das tensões de von Mises é possível confirmar estas informações. Nos modelos em que a ruptura ocorre na corda inferior, a tensão crítica de von Mises é atingida antes nesta região. É possível inferir que quando as tensões de von Mises nas localidades críticas evoluem de maneira semelhante ocorre um melhor aproveitamento de ambas as seções, sem subutilização em nenhuma delas.

6 Modelo simplificado

6.1. Introdução

Na análise estrutural feita com uso de modelo *Vierendeel* foi empregado o *software* Ftool [19]. O *software* é de fácil uso e entendimento e apresenta eficiente criação do modelo em sua fase de pré-processamento, uma análise rápida e visualização de resultados efetiva em sua fase de pós-processamento

O único tipo de análise disponível na versão atual do Ftool é a linear-elástica, que serve perfeitamente ao propósito deste capítulo - verificar comparativamente se os modos de falha encontrados no modelo SGM-L experimental e numérico e diversos modelos numérico do capítulo anterior se coadunam com um modelo simplificado.

6.2. Modelo Simplificado de Ritchie e Chien [3]

A análise numérica do sistema *Stub-Girder* foi executada por Colaco [2] por meio do método dos elementos finitos e do modelo de viga tipo *Vierendeel*. Os dois meios mostraram bons resultados no que se refere a deslocamentos no centro do vão, tensões no concreto e tensões no aço quando comparados aos resultados de testes em escala real. O modelo criado por meio do método dos elementos finitos mostrou não ser adequado para o uso no projeto estrutural devido à alta demanda computacional considerando os padrões da época. Apesar disso, ele serviu seu propósito de pesquisa na verificação da adequação do modelo viga tipo *Vierendeel*. Ritchie e Chien [3] propuseram uma simplificação no modelo de Colaco, que também obteve ótimos resultados quando comparados aos ensaios em escala real. O modelo simplificado de Ritchie está exposto na Figura 6.1.

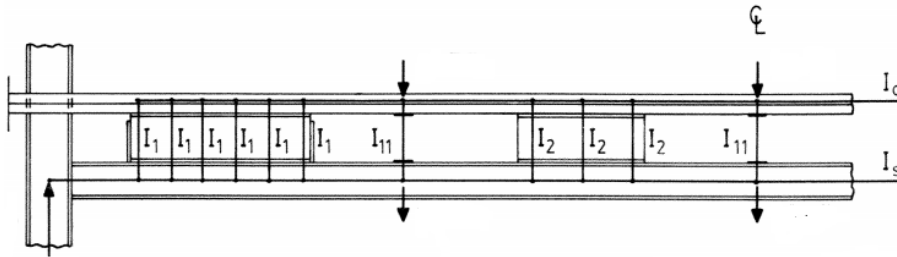


Figura 6.1. Modelo simplificado proposto por Ritchie e Chien [3].

Neste modelo, o *stub* externo é representado por seis barras verticais e o interno por três barras verticais.

I_c é o momento de inércia da laje maciça de concreto;

I_s é o momento de inércia da seção da corda inferior;

I_1 e I_2 são os momentos de inércia dos *stubs*, calculados de forma semelhante, conforme a Equação 6.1,

$$I_i = \frac{t_w \times L_s^3}{12 \times n_i}$$

(6.1)

nesta equação, t_w é a espessura da alma do *stub*, L_s é o comprimento da ligação entre *stub* e corda inferior, e n_i é o número de divisões do *stub*, escolhido para o modelo simplificado com base no comprimento L_s .

6.3. Modelo estrutural do sistema modificado

O modelo simplificado do sistema modificado segue as mesmas bases do modelo criado por Ritchie e Chien [3] no que diz respeito aos *stubs*, sendo calculado pela Equação 6.1, e sendo a única diferença o número de divisões, no caso do modelo simplificado igual a 4 em todos os casos. A principal diferença é que na seção a (exposta na Figura 1.2), será considerado que a seção que forma o *stub* e a laje maciça de concreto armado formarão a seção homogeneizada de uma viga mista e a seção será chamada de “*stub* misto”. O modelo simplificado do sistema modificado é apresentado na Figura 6.2.

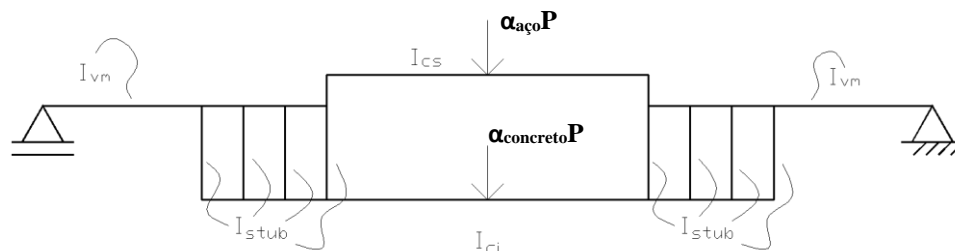


Figura 6.2. Modelo simplificado do sistema modificado.

As distâncias entre as barras são obtidas utilizando os centros de geometria do stub misto e dos banzos superior e inferior, como mostrado na Figura 6.3.

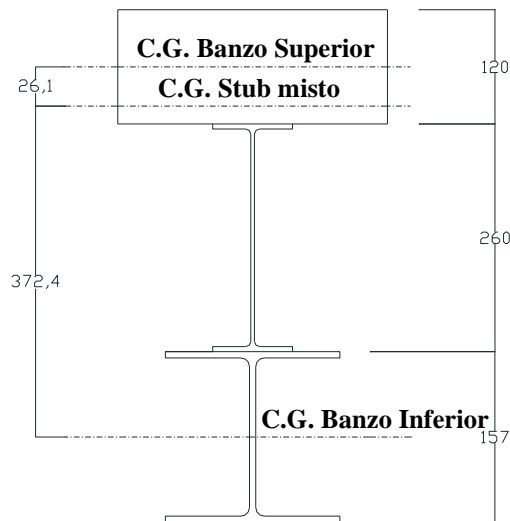


Figura 6.3. Seção transversal do sistema SGM-L.

Na Figura 6.2, I_{vm} representa o momento de inércia da seção homogeneizada da viga mista, cujo valor é dado pela Equação 6.2.

$$I_{vm} = I_{cs} + A_{cs} \times (\bar{y}_{cs} - \bar{y}_{vm})^2 + I_{stub} + A_{stub} \times (\bar{y}_{stub} - \bar{y}_{vm})^2 \quad (6.2)$$

em que I_{stub} é o momento de inércia da seção do *stub*;

A_{stub} é a área da seção do *stub*;

\bar{y}_{stub} é o centroide da seção do *stub*;

I_{cs} é o momento de inércia da corda superior, formada pela laje maciça de concreto;

A_{cs} é a área da seção da corda superior;

\bar{y}_{cs} é o centroide da seção da corda superior;

\bar{y}_{vm} é o centroide da seção homogeneizada da viga mista.

$\alpha_{aço}$ e $\alpha_{concreto}$ representam a proporção da carga aplicada entre a seção da corda superior e corda inferior, calculados de acordo com os valores de seus momentos de inércia.

6.4. Resistência do sistema modificado

6.4.1. Método dos estados limites

Segundo Kennedy [46], Estados Limites Últimos (ELU) são os estados ou condições limites que devem ocorrer para que a estrutura deixe de cumprir os requisitos funcionais previstos. A probabilidade de excedê-los deve ser mantida a níveis aceitáveis e relativamente baixos.

O projeto consiste no reconhecimento dos diversos estados limites, escolhendo elementos de modo que as probabilidades sejam atendidas. A classificação dos estados limites é dada da seguinte maneira:

- estados limites de serviço: são os estados limites associados com o funcionamento da estrutura em serviço, tais como flechas, vibrações, fissuração, deflexões permanentes etc. Estes estados devem ser satisfeitos durante toda a vida útil da estrutura quando sujeita a níveis de carregamentos que têm probabilidade de ocorrer frequentemente e são conhecidos como cargas de serviço ou cargas especificadas;
- estados limites últimos: são os estados limites associados à ruína de parte ou totalidade da estrutura. Nestes limites estão incluídos a ruína, esmagamento, flambagens local e global, momento crítico, momento de escoamento, plastificação, formação de rótulas plásticas, tombamento, deslizamento, escorregamento, recalques de apoios etc. Estes estados devem ser satisfeitos durante a fase de construção e vida útil da estrutura, em níveis de carregamentos que têm pequena probabilidade de serem excedidos;
- estados limites de fadiga: são os estados limites associados à ocorrência de fissuras em uma faixa de variação de tensões ocorridas em condições de serviço, motivo pelo qual podem ser considerados estados limites de serviço. Também podem ser considerados estados limites últimos, pois levam a estrutura à ruína ao serem atingidos.

O projeto nos estados limites proporciona um enfoque unificado no qual o projetista reconhece os vários estados limites ou modos de ruína e projeta a

estrutura de acordo com eles, considerando as variações estatísticas das ações e das resistências.

6.4.2. Resistências de projeto dos elementos segundo a CSA S16.1 [4]

Nesta seção, será apresentada a metodologia de cálculo da resistência de projeto dos elementos do sistema *Stub-Girder* modificado, segundo a *CSA S16.1* [4].

6.4.2.1. Viga Mista (*stub* misto)

Como apresentado nas seções anteriores, a seção ‘a’, que está ilustrada na Figura 1.2, é considerada uma viga mista formada entre as seções do *stub* e laje maciça de concreto armado. O cálculo da resistência destes elementos é encontrado no capítulo 17 da S16.1 [3].

O cortante vertical causado pela carga aplicada no centro do sistema modificado deve ser resistido somente pela alma da seção do *stub*. O cálculo da resistência da alma de um perfil fletido ao cisalhamento está explicitado na seção 13.4.1.1 (Análise elástica) da CSA S16. A resistência fatorada ao cortante, V_r , é mostrada abaixo.

$$V_r = \phi A_w F_s \quad (6.3)$$

em que A_w é a área de cisalhamento da seção e F_s calculado conforme exposto nas Equações abaixo:

$$(a) \text{ quando } \frac{h}{t_w} \leq 439 \sqrt{\frac{k_v}{F_y}}$$

$$F_s = 0,66 F_y \quad (6.4.a)$$

$$(b) \text{ quando } 439 \sqrt{\frac{k_v}{F_y}} < \frac{h}{t_w} \leq 502 \sqrt{\frac{k_v}{F_y}}$$

$$F_s = F_{cri} \quad (6.4.b)$$

$$(c) \text{ quando } 502 \sqrt{\frac{k_v}{F_y}} < \frac{h}{t_w} \leq 621 \sqrt{\frac{k_v}{F_y}}$$

$$F_s = F_{cri} \quad (6.4.c)$$

$$(d) \text{ quando } \frac{h}{t_w} > 621 \sqrt{\frac{k_v}{F_y}}$$

$$F_s = F_{cre} \quad (6.4.d)$$

em que k_v é o coeficiente de cisalhamento, calculado de duas maneiras:

(i) quando $a/h < 1$

$$k_v = 4 + \frac{5,34}{(a/h)^2} \quad (6.5)$$

(ii) quando $a/h \geq 1$

$$k_v = 5,34 + \frac{4}{(a/h)^2} \quad (6.6)$$

em que a/h é a relação entre espaçamento entre os enrijecedores e a altura da alma do perfil e F_{cri} e F_{cre} são calculados conforme as Equações 6.7 e 6.8.

$$F_{cri} = 290 \frac{\sqrt{F_y k_v}}{(h/t_w)} \quad (6.7)$$

$$F_{cre} = \frac{180000 k_v}{(h/t_w)^2} \quad (6.8)$$

A resistência da viga mista ao momento fletor depende de diversos fatores, como taxa de interação entre concreto e *stub*, considerada completa neste trabalho. O momento resistente fatorado, M_{rc} da seção mista deve ser calculada conforme as Equações expostas a seguir, em que $\varphi = 0,90$ e $\varphi_c = 0,65$.

Caso 1: interação completa entre a seção de aço e a de concreto, bem como linha neutra plástica na laje de concreto. Neste caso, $Q_r \geq \varphi A_s F_y$ e $\varphi A_s F_y \leq \alpha_1 \varphi_c b t_c f'_c$, onde Q_r é a soma das resistências fatoradas de todos os conectores de cisalhamento entre os pontos de momento igual a zero e momento máximo e $\alpha_1 = 0,85 - 0,0015 f'_c$, que não pode ser menor que 0,66. O momento resistente de cálculo é obtido conforme por meio de Equação 6.9.

$$M_{rc} = T_r e' = \varphi A_s F_y e' \quad (6.9)$$

em que e' é o braço de alavanca entre a linha neutra plástica e calculado conforme as Equações 6.10 e 6.11:

$$e' = \frac{d}{2} + t_0 + \frac{a}{2} \quad (6.10)$$

$$a = \frac{\varphi A_s F_y}{\alpha_1 \varphi_c b_1 f'_c} \quad (6.11)$$

Caso 2: interação completa entre a seção de aço e a de concreto, além de linha neutra plástica na seção de aço. Neste caso, $\alpha_1 \varphi_c b t_c f'_c < \varphi A_s F_y$ e $Q_r \geq \alpha_1 \varphi_c b t_c f'_c$, sendo preciso verificar se a linha neutra se encontra na alma ou na mesa do perfil. O momento resistente de cálculo é obtido conforme a Equação 6.12 e as forças que formam seu binário são obtidas conforme as Equações 6.13 e

6.14. Os braços de alavanca são calculados conforme as Equações 6.15 a 6.17 ou 6.18 a 6.23, conforme a posição da linha neutra plástica.

$$M_{rc} = C_r e + C'_r e' \quad (6.12)$$

$$C'_r = \alpha_1 \varphi_c b_1 t_c f'_c \quad (6.13)$$

$$C_r = \frac{\varphi A_s F_y - C'_r}{2} \quad (6.14)$$

(a) Caso a L.N.P. esteja na mesa do perfil ($C_r \leq \varphi b_f t_f F_y$)

$$e = \frac{(A_s d - b_f t_1^2)}{2(A_s - b_f t_1)} - \frac{t_1}{2} \quad (6.15)$$

$$e' = e + \frac{t_1}{2} + t_0 - \frac{t_c}{2} \quad (6.16)$$

$$t_1 = \frac{C_r}{\varphi b_f F_y} \quad (6.17)$$

(b) Caso a L.N.P. esteja na alma do perfil ($C_r > \varphi b_f t_f F_y$)

$$e = d - d_2 - d_3 \quad (6.18)$$

$$e' = d + t_0 - d_2 - \frac{t_c}{2} \quad (6.19)$$

$$d_1 = (A_{cr} - b_f t_f) / t_w \quad (6.20)$$

$$d_3 = \frac{b_f t_f^2 / 2 + d_1 t_w (t_f + d_1 / 2)}{A_{cr}} \quad (6.21)$$

$$d_2 = \frac{A_s d / 2 - A_{cr} (d - d_3)}{A_s - A_{cr}} \quad (6.22)$$

$$A_{cr} = \frac{C_r}{\varphi F_y} \quad (6.23)$$

Caso 3: A interação entre perfil de aço e laje de concreto é parcial. Neste caso, $Q_r < \varphi A_s F_y$ e $< \alpha_1 \varphi_c b_1 t_c f'_c$.

$$M_{rc} = C_r e + C'_r e' \quad (6.24)$$

$$C'_r = Q_r \quad (6.25)$$

$$a = \frac{Q_r}{\alpha_1 \varphi_c b_1 f'_c} \quad (6.26)$$

$$C_r = \frac{\varphi A_s F_y - Q_r}{2} \quad (6.27)$$

em que e e e' são calculados da mesma maneira que no caso 2, com a exceção de que t_c deve ser substituído por a nas Equações 6.18 a 6.23.

6.4.2.2. Stubs

Nos *stubs*, o esforço a ser transmitido na interface concreto/aço é o esforço cortante horizontal, V_{hd} , causado pelo esforço de compressão no banzo superior

(N_d), formado pela laje maciça de concreto. A Figura 6.4 apresenta os esforços solicitantes.

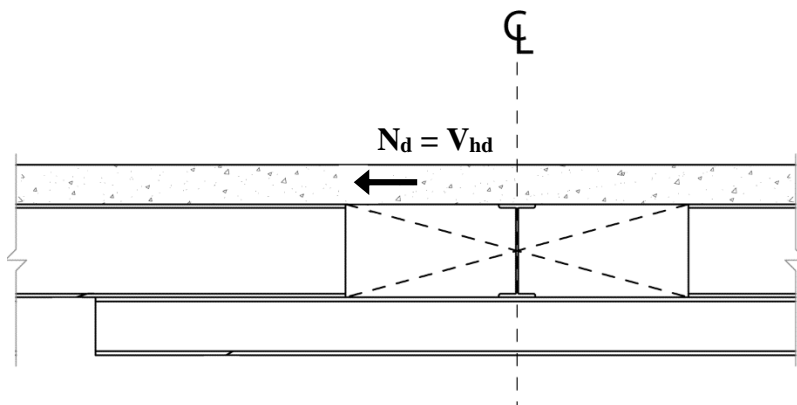


Figura 6.4. Esforços solicitantes nos stubs

A resistência ao cortante horizontal é calculada de acordo com as Equações 6.1 a 6.6, sendo a única diferença a relação a/h . No caso do cortante horizontal, a é a distância entre as mesas do stub e h é o comprimento do stub, L_s . Esta resistência deve ser maior ou igual ao esforço de compressão solicitante na laje de concreto, N_d ou V_{hd} .

6.4.2.3. Banzo Superior

O banzo superior, calculado segundo Ritchie e Chien [3], que resiste a esforços de compressão axial e momento fletor. A relação entre estes esforços resulta na excentricidade, calculada conforme a Equação 6.28.

$$e = \frac{M_d}{N_d} \quad (6.28)$$

Além disso, é necessário calcular o raio de giração do banzo superior, r , obtido por meio da Equação 6.29.

$$r = \sqrt{\frac{I_{cs}}{A_{cs}}} \quad (6.29)$$

em que I_{cs} e A_{cs} são o momento de inércia e a área transformados da laje de concreto, respectivamente.

Para que o efeito de esbeltez da laje de concreto possa ser desconsiderado, deve ser respeitada a relação

$$\frac{L_{cs}}{r} < 34 - 12(M_1/M_2).$$

onde L_{cs} é o comprimento do banzo inferior e M_1 e M_2 são os momentos em sua borda e seu centro. A resistência à ruína deve ser calculada por aproximação, supondo-se a posição da linha neutra distante “ ” da face superior da laje. O cálculo das tensões atuantes na seção é feito de modo iterativo, onde deformações nas fibras extremas são calculadas por meio das Equações 6.30 e 6.31:

$$\varepsilon_s = \frac{0,85d\varepsilon_u}{a} - \varepsilon_u \quad (6.30)$$

$$\varepsilon'_s = \frac{a-0,85d'}{a} \varepsilon_u \quad (6.31)$$

(a) caso $\varepsilon_s < \frac{f_y}{E_s}$, das barras de aço da armadura da laje de concreto,

$$f_s = E_s \varepsilon_s \quad (6.32.a)$$

(b) caso $\varepsilon_s \geq \frac{f_y}{E_s}$,

$$f_s = f_y \quad (6.32.b)$$

em que f_y é a tensão limite de escoamento do aço utilizado na armadura da laje de concreto. As mesmas relações são assumidas para o cálculo de f'_s . Ao fim desta etapa, deve ser calculada a resistência nominal à compressão da laje de concreto, C_u , exposta na Equação 6.33.

$$C_u = 0,85f'_c ab_1 + f'_s A'_s + f_s A_s \quad (6.33)$$

Encontrada esta resistência, a próxima etapa trata da obtenção da excentricidade entre as resistências à compressão e ao momento fletor da laje de concreto, e .

$$(e + d - \bar{y})C_u = 0,85f'_c ab_1 \left(d - \frac{a}{2}\right) + f'_s A'_s (d - d')$$

Caso e não resulte num valor igual ao da excentricidade calculada na Equação 6.26, deve ser usado outro valor para a até que os valores sejam idênticos. Então, as resistências finais devem ser calculadas conforme as Equações 6.34 e 6.35.

$$C_{ru} = \varphi_c C_u \quad (6.34)$$

$$M_{rl} = e C_r \quad (6.35)$$

As taxas de utilização devem ser menores que 1 e estão expressas nas Equações 6.36.a e 6.36.b.

$$T.U.M. = \frac{M_d}{M_{rl}} \quad (6.34.a)$$

$$T.U.C. = \frac{N_d}{C_{rc}} \quad (6.36.b)$$

Além da resistência à flexo-compressão, é necessário calcular a resistência da laje ao esforço cortante vertical. Na laje de concreto maciça, a área que resiste ao cisalhamento é sua área total, $A_w = b_{ef}t_c$. As Equações seguintes apresentam a metodologia de cálculo do cortante resistente da laje, V_r , calculado conforme as Equações 6.37 a 6.39.

$$v_{c1} = 0,3\sqrt{f'_c}\sqrt{1 + 0,3\frac{N_d}{A_g}} \quad (6.37)$$

$$V_n = v_c b_{ef} d \quad (6.38)$$

$$V_{rc} = \varphi_v V_n \quad (6.39)$$

onde $\varphi_v = 0,60$.

6.4.2.4. Banzo Inferior

O banzo inferior resiste a esforços de tração e momento fletor simultaneamente. A resistência da seção a tração é calculada conforme o item (i) da seção 13.2 da S16.1 [3], já que não existem furos na seção do perfil.

$$T_r = \varphi A_g F_y \quad (6.40)$$

O momento fletor resistente de cálculo, M_r , é calculado conforme a seção 13.5 da S16.1, Momento Fletor Resistente para Membros com Suporte Contínuo, já que não pode ocorrer flambagem lateral por torção.

(a) Para seções duplamente simétricas Classes 1 e 2, o momento resistente de cálculo é obtido conforme a Equação 6.41:

$$M_r = Z_x \times f_y \quad (6.41)$$

(b) Para seções duplamente simétricas Classes 3 e 4, o momento resistente de cálculo é obtido por meio da Equação 6.42:

$$M_r = W_x \times f_y \quad (6.42)$$

em que Z_x é o módulo de resistência plástico, W_x o módulo de resistência elástico e f_y a tensão limite de escoamento.

Além disso, quando a flexo-tração ocorre, após calcular as resistências à tração e ao momento fletor da seção do perfil, é necessário obedecer à equação de interação de flexotração, exposta a seguir.

$$\frac{T_d}{T_r} + \frac{M_d}{M_r} \leq 1,0 \quad (6.43)$$

6.5. Resistências nominais dos modelos

Nesta seção, serão expostos os resultados para as resistências nominais de cada elemento para os modelos SGM-01 a SGM-07 e SGM-15 a SGM-21, além do modelo SGM-L que foi ensaiado no LEM-DEC da PUC-Rio. Para o cálculo destas resistências, o coeficiente φ é igual a 1, para que as resistências encontradas sejam as mesmas encontradas pelos modelos numéricos do ANSYS, sem considerar coeficientes de redução.

6.5.1. Modelo simplificado SGM-L

O modelo SGM-L simplificado é mostrado na Figura 6.5. Os valores dos coeficientes $\alpha_{\text{aço}}$ e α_{concreto} são 59,6 e 40,4%, respectivamente. A Tabela 6.1 apresenta os valores de resistência obtidos conforme o item 6.4.

Tabela 6.1. Resistências nominais dos elementos do modelo SGM-L

SGM-L		Resistências Nominais		
Viga Mista	M_{rc} (kNm)	227,1	V_r (kN)	378,9
Stub	-	-	V_{hr} (kN)	1020,1
Banzo Inferior	M_{rc} (kNm)	97,5	T_r (kN)	1328,3
Banzo Superior	M_{rc} (kNm)	46,21	C_r (kN)	1088,26

O modelo simplificado SGM-L e os esforços calculados são mostrados nas Figuras 6.5 a 6.8.

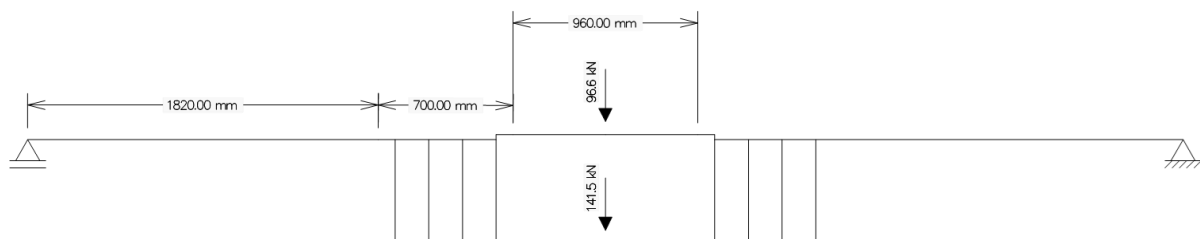


Figura 6.5. Modelo simplificado SGM-L

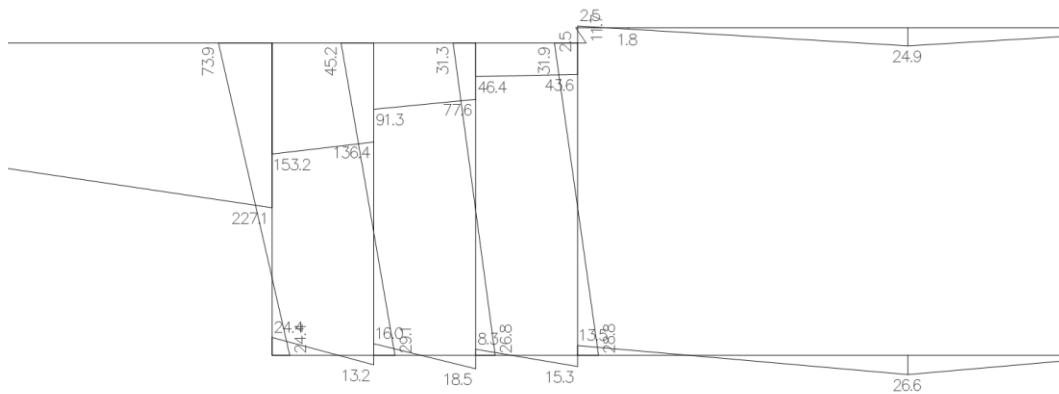


Figura 6.6. Momentos fletores solicitantes (em kNm)

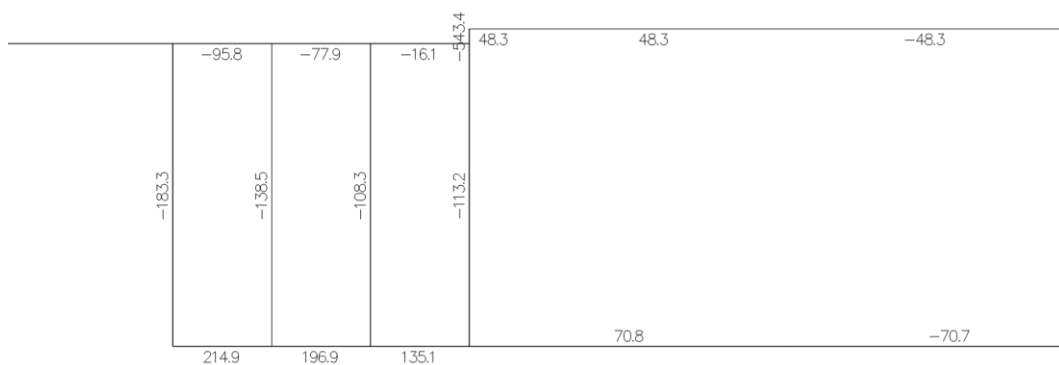


Figura 6.7. Esforços cortantes solicitantes (em kN)



Figura 6.8. Esforços axiais solicitantes (em kN)

Como pode ser observado pela Tabela 6.1 e as Figuras 6.5 a 6.8, a carga que leva à ruína tem valor $P_{\max} = 238,1$ kN e a seção crítica é a do *stub* misto, já que tal carga leva ao momento máximo resistido por esta seção, de 227,1 kNm. Quanto às outras seções, todas resistem aos esforços gerados. A Tabela 6.2 apresenta as taxas de utilizações de todas as seções do modelo SGM-L.

Tabela 6.2. Taxas de utilização dos elementos do modelo SGM-L

Seção	Modelo simplificado SGM-L				T.U. (%)
Viga	M_d (kNm)	227,1	M_{rc} (kNm)	227,1	100,0
	V_d (kN)	119,0	V_r (kN)	378,9	31,4
<i>Stub</i>	V_d (kN)	543,0	V_{hr} (kN)	1020,1	53,2
Banzo Inferior	M_d (kNm)	26,6	M_{rc} (kNm)	97,5	72,0
	T_d (kN)	543,0	T_r (kN)	1328,3	
Banzo Superior	M_d (kNm)	24,9	M_{rc} (kNm)	46,2	55,0
	C_d (kN)	543,0	C_r (kN)	1088,3	

A Figura 6.9 mostra as curvas carga-deslocamento do modelo SGM-L e o valor da resistência calculada com uso do modelo simplificado. Como é possível inferir por meio dos resultados, a discrepância entre as cargas máximas obtidas é muito pequena, mostrando que tanto o modelo numérico quanto o simplificado apresentam bons resultados no que diz respeito à resistência global do sistema *Stub-Girder* modificado.

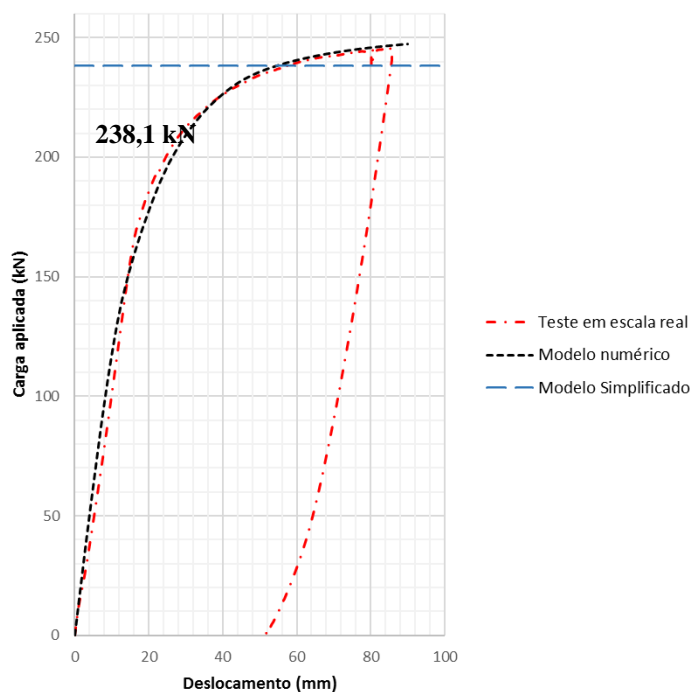


Figura 6.9. Cargas máximas obtidas no teste em escala real, modelo numérico no ANSYS e modelo simplificado.

6.5.2. Modelos SGM-01 a SGM-07 e SGM-15 a SGM-21

O mesmo procedimento foi realizado para os modelos SGM-01 a SGM-07 e SGM-15 a SGM-21. A resistência da laje à compressão e ao momento fletor terá sempre o mesmo valor, haja vista que para todos os modelos, sua espessura e sua largura efetiva, 100 mm e 1500 mm respectivamente, são mantidas constantes. Desta maneira, $M_{rc} \cong 35,32 \text{ kNm}$ e $C_r \cong 988,6 \text{ kN}$ para todos os modelos. Estas informações são apresentadas na Tabela 6.3 a 6.19.

Tabela 6.3. Resistências nominais dos elementos do modelo SGM-01

SGM-01		Resistências Nominais		
Viga Mista	M_{rc} (kNm)	151,9	V_r (kN)	274,3
Stub	-	-	V_{hr} (kN)	765,1
Banzo Inferior	M_{rc} (kNm)	97,5	T_r (kN)	1328,3

Tabela 6.4. Resistências nominais dos elementos do modelo SGM-02

SGM-02		Resistências Nominais		
Viga Mista	M_{rc} (kNm)	177,6	V_r (kN)	335,4
Stub	-	-	V_{hr} (kN)	924,5
Banzo Inferior	M_{rc} (kNm)	97,5	T_r (kN)	1328,3

Tabela 6.5. Resistências nominais dos elementos do modelo SGM-03

SGM-03		Resistências Nominais		
Viga Mista	M_{rc} (kNm)	194,7	V_r (kN)	357,0
Stub	-	-	V_{hr} (kN)	972,3
Banzo Inferior	M_{rc} (kNm)	97,5	T_r (kN)	1328,3

Tabela 6.6. Resistências nominais dos elementos do modelo SGM-04

SGM-04		Resistências Nominais		
Viga Mista	M_{rc} (kNm)	213,1	V_r (kN)	378,9
Stub	-	-	V_{hr} (kN)	1020,1
Banzo Inferior	M_{rc} (kNm)	97,5	T_r (kN)	1328,3

Tabela 6.6. Resistências nominais dos elementos do modelo SGM-05

SGM-05		Resistências Nominais		
Viga Mista	M_{rc} (kNm)	235,9	V_r (kN)	358,4
Stub	-	-	V_{hr} (kN)	972,3
Banzo Inferior	M_{rc} (kNm)	97,5	T_r (kN)	1328,3

Tabela 6.8. Resistências nominais dos elementos do modelo SGM-06

SGM-06		Resistências Nominais		
Viga Mista	M_{rc} (kNm)	270,2	V_r (kN)	393,7
Stub	-	-	V_{hr} (kN)	1052,0
Banzo Inferior	M_{rc} (kNm)	97,5	T_r (kN)	1328,3

Tabela 6.9. Resistências nominais dos elementos do modelo SGM-07

SGM-07		Resistências Nominais		
Viga Mista	M_{rc} (kNm)	306,6	V_r (kN)	460,3
Stub	-	-	V_{hr} (kN)	1211,4
Banzo Inferior	M_{rc} (kNm)	97,5	T_r (kN)	1328,3

Tabela 6.10. Resistências nominais dos elementos do modelo SGM-15

SGM-15		Resistências Nominais		
Viga Mista	M_{rc} (kNm)	193,5	V_r (kN)	290,8
Stub	-	-	V_{hr} (kN)	798,7
Banzo Inferior	M_{rc} (kNm)	123,6	T_r (kN)	1649,1

Tabela 6.11. Resistências nominais dos elementos do modelo SGM-16

SGM-16		Resistências Nominais		
Viga Mista	M_{rc} (kNm)	212,1	V_r (kN)	321,4
Stub	-	-	V_{hr} (kN)	892,6
Banzo Inferior	M_{rc} (kNm)	123,6	T_r (kN)	1649,1

Tabela 6.12. Resistências nominais dos elementos do modelo SGM-17

SGM-17		Resistências Nominais		
Viga Mista	M_{rc} (kNm)	243,4	V_r (kN)	348,9
Stub	-	-	V_{hr} (kN)	956,3
Banzo Inferior	M_{rc} (kNm)	123,6	T_r (kN)	1649,1

Tabela 6.13. Resistências nominais dos elementos do modelo SGM-18

SGM-18		Resistências Nominais		
--------	--	-----------------------	--	--

Viga Mista	M_{rc} (kNm)	273,3	V_r (kN)	388,7
Stub	-	-	V_{hr} (kN)	1052,0
Banzo Inferior	M_{rc} (kNm)	123,6	T_r (kN)	1649,1

Tabela 6.14. Resistências nominais dos elementos do modelo SGM-19

SGM-19		Resistências Nominais		
Viga Mista	M_{rc} (kNm)	312,4	V_r (kN)	338,4
Stub	-	-	V_{hr} (kN)	924,5
Banzo Inferior	M_{rc} (kNm)	123,6	T_r (kN)	1649,1

Tabela 6.15. Resistências nominais dos elementos do modelo SGM-20

SGM-20		Resistências Nominais		
Viga Mista	M_{rc} (kNm)	351,8	V_r (kN)	388,7
Stub	-	-	V_{hr} (kN)	1052,0
Banzo Inferior	M_{rc} (kNm)	123,6	T_r (kN)	1649,1

Tabela 6.16. Resistências nominais dos elementos do modelo SGM-21

SGM-21		Resistências Nominais		
Viga Mista	M_{rc} (kNm)	306,6	V_r (kN)	453,4
Stub	-	-	V_{hr} (kN)	1211,4
Banzo Inferior	M_{rc} (kNm)	123,6	T_r (kN)	1649,1

É importante que estas resistências sejam mostradas, já que, por meio de seus valores, foram obtidas as cargas máximas possíveis para cada modelo. Estas cargas foram comparadas com as cargas máximas obtidas no Capítulo 6 são apresentadas na Tabela 6.16.

Tabela 6.16. Cargas máximas possíveis encontradas para os modelos

Modelo	P_{max} - ANSYS (kN)	P_{max} - Ftool (kN)	P_{Ansys}/P_{Ftool}
SGM-1	153,8	159,3	0,965
SGM-2	187,0	186,2	1,004
SGM-3	206,5	204,1	1,011
SGM-4	216,9	223,4	0,971

SGM-5	263,2	247,3	1,064
SGM-6	282,2	283,3	0,996
SGM-7	270,3	278,5	0,971
SGM-15	202,3	205,6	0,984
SGM-16	216,1	225,2	0,960
SGM-17	248,7	255,3	0,974
SGM-18	270,7	280,3	0,966
SGM-19	348,3	335,3	1,039
SGM-20	360,1	348,8	1,032
SGM-21	368,9	354,6	0,956

As discrepâncias entre os resultados obtidos no ANSYS e no Ftool são em média de no máximo 7,0 % e podem ser consideradas aceitáveis. É importante frisar que quando a seção crítica é a dos *stubs* mistos a carga máxima obtida com o modelo simplificado é mais próxima da obtida por meio do ANSYS.

Além disso, a transmissão de esforços entre banzo inferior e banzo superior acontece de forma mais natural nos modelos executados no ANSYS, visto que o fluxo de tensões é mais próximo da realidade nestes modelos quando comparados aos modelos simplificados executados no software Ftool.

6.6. Deslocamentos

Para a análise dos deslocamentos obtidos por meio do modelo simplificado, o primeiro passo a ser dado é escolher um *substep* que esteja no domínio linear-elástico, ou seja, antes do início da plastificação. O deslocamento vertical no centro do vão escolhido, para o modelo SGM-L, tem valor igual a 14,3391 mm, que corresponde a uma força de $P = 150,131$ kN. Esta carga, quando aplicada no modelo simplificado, resulta num deslocamento de 11,55 mm, uma discrepância de 19,45%. Em trabalhos anteriores, como os de Colaco [2] e Zimmerman e Bjorhovde [10], já havia sido observado que o modelo simplificado subestima os valores de deslocamentos verticais do sistema *Stub-Girder*, o que não afeta a possibilidade de seu uso, já que o sistema apresenta alta ductilidade, assim como o *Stub-Girder* modificado. Assim, essa diferença é aceitável e o modelo simplificado pode ser utilizado.

7 Considerações finais

No presente trabalho foi realizado um estudo sobre o comportamento estrutural do sistema de vigamento de piso tipo *Stub-Girder* de geometria modificada. Esse sistema atua como apoio para a viga que passa por sua abertura, que neste caso se torna contínua, possibilitando o uso de seções com alturas menores quando comparadas às vigas mistas simples.

Após a revisão teórica do sistema original, proposto por Colaco [2], que apresenta limitações no que diz respeito aos esforços nos *stubs* externos mesmo com o uso de conectores de cisalhamento, foi abordada a geometria do novo sistema e validação do modelo numérico, com uso do software ANSYS 19, em comparação com dados experimentais de ensaios em escala real de *Stub-Girders* obtidos por Lam e Hosain [9]. O comportamento pós-pico instável não foi adequadamente modelado, mas entende-se que este trecho é de difícil reprodução experimental e numérica e de menor importância para efeito de estudos paramétricos em regimes de utilização até atingimento do colapso. A metodologia utilizada se mostrou eficiente, já que os resultados obtidos por meio dos modelos numéricos foram muito próximos dos obtidos nos ensaios em escala real.

Ademais, para auxiliar na validação do modelo numérico e avaliar de forma mais aprofundada o comportamento do sistema, um ensaio em escala real moldado *in loco* foi realizado no Laboratório de Estruturas do departamento de Engenharia Civil e Ambiental da PUC-Rio. O ensaio foi instrumentado com 30 extensômetros distribuídos entre os perfis de aço, laje de concreto e armaduras que passam pelas aberturas dos *Perfobonds*. Observou-se que o único local onde foram encontradas fissuras foi na região onde estavam localizados os conectores de cisalhamento. No que se refere aos perfis de aço, as tensões limite de escoamento foram atingidas nas seções críticas (banzo inferior e *stubs* mistos), resultado que pode também ser observado no modelo de validação SGM-L. Na laje de concreto não foi possível observar fissuras na região tracionada ou danos significativos na região comprimida e, a partir disso, infere-se que a presença da

viga no centro da abertura auxilia na resistência da laje de concreto, já que reduz seu vão à metade.

Após validado o modelo, foi realizada uma análise paramétrica com 2 grupos de perfis, gerando assim 14 modelos. Foram extraídas as cargas máximas atingidas por eles e discutidas questões como as seções críticas, que no caso de todos os modelos foram o banzo inferior e/ou os *stubs* mistos. Observou-se que as tensões obtidas para a laje de concreto utilizando os modelos constitutivos mais recentes presentes no ANSYS 19 apresentaram excelentes resultados.

Ademais, com base no modelo proposto por Ritchie [3], foi criado um modelo simplificado para o sistema *Stub-Girder* modificado, que apresentou resultados satisfatórios no cálculo das resistências das seções. Os resultados para deslocamentos apresentam discrepâncias da ordem de 19,45%, o que era esperado, já que o modelo simplificado proposto por Ritchie [3] apresenta as mesmas restrições, por apresentar rigidez maior que a real.

A geometria do sistema modificado permite o uso um número maior de conectores de cisalhamento, não mais apresentando as limitações do sistema original e mantendo a possibilidade de passagem de dutos, tubulações e eletrocalhas. Além disso, foi obtida uma equação para avaliar a possibilidade de mudança do perfil que forma o banzo inferior sem que ocorra desperdício de material.

7.1. Sugestões para trabalhos futuros

A seguir são propostos temas para trabalhos futuros com objetivo de dar continuidade à linha de estudo deste trabalho:

- Estudar um modelo simplificado que encontre resultados de deslocamentos mais próximos dos reais;
- Verificar o comportamento do sistema com utilização de lajes mistas (*steel-deck*);
- Realização de ensaios do tipo *push-out* para obtenção da curva carga *versus* deslizamento dos conectores de cisalhamento.

Referências Bibliográficas

- [1] Heitor, A. C. J., 2017, **Estudo de um sistema de vigamento de piso tipo Stub-Girder modificado**, Dissertação de mestrado, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, 112 p.
- [2] Colaco, J. P., 1972, **Stub-Girder system for high-rise buildings**. Engineering Journal-American Institute of Steel Construction Inc, Vol. 9, pp. 89-95.
- [3] Ritchie, J. K., Chien, E. Y. L., 1984, **Design and Construction of Composite Floor Systems**. CISC, 323 p.
- [4] Canadian Standard Association, 2010. S-16-10, **Design of Steel Structures**, 174 p.
- [5] ABNT, 2008 – NBR-8800. **Projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto em edifícios**, 237 p.
- [6] ABNT, 2014 – NBR-6118. **Projeto de estruturas de concreto armado – Procedimento**, 238 p.
- [7] Faria, M. J. R. S., 1992, **Comportamento e Projeto de Sistemas de Vigamento de piso Stub-Girder**, Dissertação de mestrado, PUC-Rio, Rio de Janeiro, Brasil, 264 p.
- [8] Harbok, M. M., Hosain, M. U., 1978, **Analysis of Stub-Girder using substructuring**, International Journal of Computer and Structures, 8(5), p 615–620.
- [9] Lam, Y., Rezansoff, T., and Hosain, M. U., 1979, **An experimental investigation of stub-girders**. Proceedings, Symposium on Behavior of Building Systems and Building Components, Vanderbilt University, Nashville, TN, pp. 365-384.
- [10] Zimmerman, T. J. E, Bjorhovde, R., 1981, **Analysis and Design of Stub-Girders**, Structural Engineering Report, 90, University of Alberta, Alberta, Canada.
- [11] Griffis, T. C., 1983, **Stiffness criteria for stub-girder floor systems**, Thesis, University of Arizona, Arizona, USA.

- [12] Foo, F. L. C., 1983, **Computer design of steel framed buildings**, Dissertation, The University of British Columbia, Vancouver, Canada.
- [13] Ritchie, J. K., Chien, E. Y. L., 1993, **Composite floor systems – a mature option**, Journal of Construction and research, 25 (1-2).
- [14] Wang, C. M., Padmanaban, K., Shnanmagon, N. E., 1995, **Ultimate strength analisys of Stub-Girders**, ASCE Journal of Structural Engineering, 121 (9).
- [15] Showalter, S. L., 1999, **Investigation of Ultimate Strength of Composite Open-Web Joist-Girders**, Thesis, Virginia Polytechnic Institute and State University, Virginia, USA.
- [16] Ismail, R. E. S., El-katt, M. T., ZienEldin, H. A., Kasem, Y. M., 2007, **Behavior of multi-layer composite Stub-Girder pt. 1**, 6th International Alexandria Conference on Structural and Geotechnical Engineering, Alexandria, Egypt.
- [17] Ismail, R. E. S., El-katt, M. T., ZienEldin, H. A., Kasem, Y. M., 2007, **Behavior of multi-layer composite Stub-Girder pt. 2**, 6th International Alexandria Conference on Structural and Geotechnical Engineering, Alexandria, Egypt.
- [18] Ismail, R. E. S., Ismail, H., El-Heweity, M., El-Sayed, M., 2010, **Behavior of stub-girder floor system with partial shear connection**, Alexandria Engineering Jounrnal, v. 49, issue 4, pp. 357-370.
- [19] Martha, L. F., 2002. Ftool – **Two Dimensional Frame Analysis Tool**.
- [20] Oehlers, D. J., 1989, **Splitting induced by shear connectors in composite beams**, Journal of Structural Engineering, v.115, p.341-362.
- [21] Cosenza, E., Zandonini, 1999, R. **Composite construction**. Structural Engineering, Handbook, Ed. Chen Wai-Fah, Boca Raton: CRC Press LLC.
- [22] Oehlers, D. J., Nguyen, M., Ahmed, M.; Bradford, M. A., 1996, **Partial interaction in composite steel and concrete beams with full shear connection**, Journal of Constructional Steel Research, 41, pp. 235-248.

- [23] Zellner, W., 1987, **Recent designs of composite bridges and a new type of shear connectors**, IABSE/ASCE Engineering Foundation Conference on Composite Construction, Henniker NH: 240-252.
- [24] TRISTÃO, G. A.; NETO, J. M., 2005, **Comportamento de conectores de cisalhamento em vigas mistas aço concreto com análise da resposta numérica**, São Carlos, V.7, n.23, p.119-142.
- [25] Cruz, P. J. S., Valente, M. I. B., Veríssimo, G.; Paes, J. L. R., Fakury, R., 2006, **Desenvolvimentos recentes no domínio da conexão aço-concreto no contexto das estruturas mistas**, Simpósio EPUSP sobre estruturas de concreto: Anais, Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, 20p.
- [26] DAVID, D. L., 2007, **Análise teórica e experimental de conectores de cisalhamento e vigas mistas constituídas por perfis de aço formados a frio e laje de vigotas pré-moldadas**. Tese de Doutorado, Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo, 250p.
- [27] Vellasco, P. G. da S., Andrade, S. A. L. de, Vellasco, Ferreira, L. T. S., LIMA, L. R. O. de., 2006, Semi-Rigid Composite Frames with Perfobond and T-rib Connectores Part 1: Full Scale Tests. Journal of Constructional Steel Research, v. 63, n. 10, p. 263-279.
- [28] Andrade, S. A. L. de, Vellasco, P. G. da S., Ferreira, L. T. S., LIMA, L. R. O. de., 2007, Semi-Rigid Composite Frames with Perfobond and T-rib Connectors Part 2: Design Model Assessment. Journal of Constructional Steel Research, v. 63, n. 11., p. 280-292.
- [29] Ogueijofor, E. C., Hosain, M. U., 1994, **A parametric study of Perfobond rib shear connectors**, Canadian Journal of Civil Engineering, 21, 614-625.
- [30] Ogueijofor, E. C., Hosain, M. U., 1997, **Numerical analysis of push-out specimens with Perfobond rib connectors**, Computers and Structures, 62 (4), 617-624.
- [31] VIANNA, J. C., 2009, **Avaliação do comportamento estrutural de conectores Perfobond e T-Perfobond para vigas mistas**. Tese de doutorado. 307 p.
- [32] Pavlovic, M.; Veljkovic, M., 2017, **FE validation of push-out tests using stud-bolt connectors**. Journal of Steel Construction.

- [33] Zheng, S., Zhao, C., Yangqing, L., 2018, **Analytical Model for Load-Slip Relationship of Perfobond Shear Connector Based on Push-out Test**, Materials Journal, 12 (1), p. 29-48.
- [34] ABNT, 2015 – NBR-5738. **Concreto – procedimento para montagem e cura de corpos de prova**, 9 p.
- [35] ABNT, 2018 – NBR-5739. **Concreto – Ensaio de compressão de corpos de prova cilíndricos**, 9 p.
- [36] ABNT, 2015 – NBR-12655. **Concreto de cimento Portland – Preparo, controle, recebimento e aceitação - Procedimento**, 23 p.
- [37] ASTM A370-19, 2019 - **Standard Test Methods and Definitions for Mechanical Testing of Steel Products**, 50 p.
- [38] European Committee for Standardization, 1994, EUROCODE 4, **Design of composite steel and concrete structures Part 1.1 General rules and rules for buildings**, 121 p.
- [39] Ansys, Inc., 2018, **Element Reference**, Release 19.1, 1388 p.
- [40] Ansys, Inc., 2018, **Command Reference**, Release 19.1, 1806 p.
- [41] Hill, R., 1983. **The Mathematical Theory of Plasticity**. New York: Oxford University Press. 355 p.
- [42] Ansys, Inc., 2018, **Material Reference**, Release 19.1, 306 p.
- [43] Fédération Internationale du Béton, 2010, **Model Code 2010**, 241 p.
- [44] Benincá, M. E, 2019, **Simulação numérica de vigas alveolares mistas de aço e concreto: modelo parametrizado de elementos finitos**. Dissertação de mestrado. UFRGS, Porto Alegre. 204 p.
- [45] von Mises, R., 1913. **Mechanik der festen Körper im plastisch deformablen Zustand**. Göttin. Nachr. Math. Phys., vol. 1 p. 582–592.
- [46] Kennedy, D. J. Z., 2000, **Notas de aula do curso de pós-graduação da PUC-Rio**.